

Trabajo Fin de Máster

Máster en Diseño Avanzado en Ingeniería Mecánica

Análisis Numérico del Comportamiento de Muros de Mampostería de Adobe

Autor: Juan Manuel Fages Pérez

Tutor: Mario Solís Muñiz

**Departamento de Mecánica de Medios Continuos y
Teoría de Estructuras
Escuela Técnica Superior de Ingeniería
Universidad de Sevilla**



Sevilla, 2021



Trabajo Fin de Máster
Máster en Diseño Avanzado en Ingeniería Mecánica

Análisis Numérico del Comportamiento de Muros de Mampostería de Adobe

Autor:

Juan Manuel Fages Pérez

Tutor:

Mario Solís Muñiz

Profesor Contratado Doctor

Departamento de Mecánica de Medios Continuos y

Teoría de Estructuras

Escuela Técnica Superior de Ingeniería

Universidad de Sevilla

Sevilla, 2021

Trabajo Fin Grado: Análisis Numérico del Comportamiento de Muros de Mampostería de Adobe

Autor: Juan Manuel Fages Pérez

Tutor: Mario Solís Muñiz

El tribunal nombrado para juzgar el Proyecto arriba indicado, compuesto por los siguientes miembros:

Presidente:

Vocales:

Secretario:

Acuerdan otorgarle la calificación de:

Sevilla, 2021

El Secretario del Tribunal

Agradecimientos

A Mario Solís, por donarme su confianza, tiempo y paciencia para llevar a cabo este trabajo y por su labor en una línea de investigación con tanta connotación social y cooperativa.

A Nicola Tarque, por su interés y apoyo desde la distancia.

A Fernando Medina, Federico Palazón y Javier Marcos, por motivarme y acompañarme en esta etapa académica, y por transmitirme el afán de conocimiento y amor por el trabajo.

A mi madre, por inculcarnos a mí y mi hermana la perseverancia y sacrificio para alcanzar nuestros objetivos. Gracias por tanto.

Resumen

Este trabajo tiene como objetivo principal aportar conocimiento a la investigación del comportamiento mecánico de la mampostería de adobe, mediante su estudio y caracterización por medio del software de análisis numérico de Elementos Finitos “Midas FEA” desarrollado por Midas IT y TNO Diana.

Para el estudio de las propiedades mecánicas de la mampostería de adobe han sido modelizados los ensayos de compresión simple y compresión diagonal que tuvieron lugar en la campaña experimental. En los modelos numéricos mencionados, se ha asumido un comportamiento macromecánico, es decir, una homogenización de los ladrillos y el mortero que conforman los muretes de adobe. El modelo constitutivo utilizado se denomina modelo de grieta difusa, comúnmente usado para el análisis de materiales cuasifrágiles, tales como el hormigón. Este modelo de comportamiento material permite obtener información del comportamiento post-pico a partir del ablandamiento por la aparición de fisuración.

El objetivo de este trabajo ha sido alcanzado tras obtener resultados del comportamiento de este tipo de construcción en su rango inelástico, así como sus patrones de daño durante esta etapa y el análisis de sensibilidad de los diversos parámetros que intervienen en el modelo de comportamiento utilizado.

Abstract

The main objective of this work is to contribute to the investigation of the mechanical behaviour of adobe masonry by means of its study and characterisation using the Finite Element Analysis software "Midas FEA" developed by Midas IT and TNO Diana.

For the study of the mechanical behaviour of the adobe masonry, the simple compression and diagonal compression tests that took place in the experimental campaign were modelled. In the aforementioned numerical models, a macromechanical behaviour has been assumed, i.e. a homogenisation of the bricks and mortar that make up the adobe walls. The constitutive model used is called the diffuse crack model, commonly used for the analysis of quasi-frangible materials such as concrete. This material behaviour model allows information on post-peak behaviour to be obtained from the softening due to cracking.

The objective of this work has been achieved after obtaining results of the behaviour of this type of construction in its inelastic range, as well as its damage patterns during this stage and the sensitivity analysis of the various parameters involved in the behaviour model used.

Índice

Análisis Numérico del Comportamiento de Muros de Mampostería de Adobe

AGRADECIMIENTOS	V
RESUMEN	VII
ABSTRACT	IX
ÍNDICE	XI
1 INTRODUCCIÓN	1
1.1 Motivación	1
1.2 Descripción mampostería adobe	2
1.2.1 Historia y patrimonio	3
1.3 Objetivos del presente trabajo	6
2 DATOS EXPERIMENTALES DE REFERENCIA	7
2.1 Descripción de los ensayos experimentales objeto de estudio	7
2.1.1 Ensayo compresión simple sobre muro de mampostería de adobe	9
2.1.2 Ensayo compresión diagonal sobre muro de mampostería de adobe	13
2.1.3 Ensayo tracción indirecta sobre probeta cilíndrica de Adobe	19
3 PLANTEAMIENTO GENERAL DEL PROBLEMA	21
3.1 Métodos de modelización numérica en muros de albañilería de adobe	21
3.1.1 Modelo de grieta difusa	23
3.1.2 Localización y regularización	26
3.1.3 Combined Cracking-Shearing-Crushing	28
3.2 Modelos constitutivos del material	31
3.2.1 Enfoque del problema a partir de elasticidad no-lineal	31
3.2.2 Considerando la plasticidad	34
3.2.3 Mecánica del daño continuo	39
3.2.4 Modelos de grieta difusa	41
4 DESCRIPCIÓN DE LA MODELIZACIÓN NUMÉRICA Y PROPIEDADES DEL MATERIAL	46
4.1 Propiedades introducidas en los modelos materiales y metodología de análisis	46
4.2 Discretización y condiciones de contorno	50
4.2.1 Compresión simple	50
4.2.2 Compresión diagonal	53
5 EVALUACIÓN DE LOS RESULTADOS NUMÉRICOS	56
5.1 Análisis de sensibilidad	57
5.2 Análisis resultados numéricos	70
5.2.1 Modelo murete adobe a compresión simple	70
5.2.2 Modelo murete adobe a compresión diagonal	76
6 CONCLUSIONES Y ESTUDIOS FUTUROS	85
7 BIBLIOGRAFÍA	87
ÍNDICE DE FIGURAS	91

1 Introducción

1.1 Motivación

Las estructuras de tierra son uno de los tipos de construcciones más extendidas a lo largo del mundo y durante la historia. A pesar de ello, existe una limitada información sobre el comportamiento de estas, especialmente en su rango inelástico. Es por ello, que en este trabajo se busca alcanzar mediante la aplicación de la Teoría de Elementos Finitos aproximaciones de su comportamiento postpico, para abordar todo esto, es necesario un enfoque de la mecánica de la fractura aplicada a los muros de mampostería de adobe con el objetivo de desarrollar un modelo y una metodología de análisis adecuada para este tipo de material de construcción.

En el estudio realizado se ha tenido en consideración el estado del arte del análisis en fractura de materiales cuasi-frágiles, centrándose principalmente en los modelos de comportamiento que se basan en el daño continuo y la plasticidad.

A partir de la información obtenida en la campaña experimental de los ensayos a compresión simple y diagonal de muretes de mampostería de adobe, se busca caracterizar el comportamiento en estos modelos con los distintos parámetros que intervienen, así como el análisis de sensibilidad de cada uno de ellos. Además, debido a la ausencia de información en parámetros relacionados con el comportamiento a tracción se han tenido en cuenta los resultados y rangos de valores de otros autores [15,16,17,21,25].

1.2 Descripción mampostería adobe

El adobe es una de las técnicas de construcción con tierra más expandidas en el mundo y de las más ancestrales para la ejecución de viviendas en distintas civilizaciones.

Las construcciones de tierra, con el paso de los siglos han tenido considerables mejoras, como sería la adición de fibras naturales (ej. paja) a la tierra cruda, dando lugar de esta manera a un material compuesto y mejorando sus capacidades mecánicas.

A lo largo del tiempo, la tierra ha sido usada como material en las construcciones del ser humano, gracias a sus numerosas características como: accesibilidad, facilidad en el proceso de fabricación, puesta en obra y maleabilidad, además, de sus buenas capacidades aislantes.

Este tipo de estructuras, que realmente permite obtener resultados morfológicos excepcionales es el arte y oficio de la albañilería que desde la antigüedad evoluciona su saber-hacer de boca en boca, de familia en familia.

La técnica de adobe en la construcción con tierra es bastante práctica, dado que no necesita de mano de obra especializada y se pueden conseguir fácilmente los adobes por medio de adoberos o mismo “ladrillos crudos” en las ladrilleras locales de cada región.

El adobe, aplicado dentro del contexto de la construcción sustentable con tierra, engloba también distintas ventajas relacionadas al ámbito social, ambiental, energético y constructivo.

ARCHITECTURE DE TERRE DANS LE MONDE



Fig. 1: Mapa mundial de construcciones de tierra

Los principales inconvenientes de esta metodología de construcción son la baja resistencia sísmica y su fragilidad ante humedades, inundaciones o lluvias, aunque caben destacar algunas de las principales propiedades de este material como son:

- Sostenibilidad: A diferencia de los ladrillos comunes que necesitan alcanzar altas temperaturas en hornos y por tanto, requiriendo combustibles, los ladrillos de adobe tienen como único tratamiento el estar expuesto un par de días al Sol para ser funcionales.
- Climatizador natural: El barro es capaz de almacenar el calor durante las horas más cálidas y liberarlo hacia el interior en las horas más frías.

- Regulador de humedad: Capaz de absorber en épocas húmedas y durante etapas de sequedad expulsarla.
- Aislante acústico e incombustible.
- Maleable y reciclable: Permitiendo ser devuelta a la naturaleza e incluso ser utilizado en nuevas estructuras.
- Inercia térmica: Al reaccionar ante los cambios de temperatura y humedad, hace que los muros de adobe se comporten como un elemento vivo que es capaz de expandirse y contraerse.



Fig. 2: Secado al Sol de ladrillos de adobe

1.2.1 Historia y patrimonio

El adobe como material de construcción ha sido utilizado durante miles de años alrededor del planeta, grandes obras de la humanidad, como la Gran Muralla china, los templos del Imperio Egipcio o las pirámides aztecas, así como la mayor parte del patrimonio de Asia y África, han sido construidas en tierra. A continuación, se citarán algunas de las más importantes.

Çatalhöyük, en Anatolia, perteneciente a la actual Turquía, es una de las ciudades más antiguas registradas, en la que ya sobre el VII milenio antes de Cristo, existían construcciones con adobe.



Fig. 3: Restos arqueológicos de construcciones de adobe hallados en Çatalhöyük

La ciudadela de Chan-Chan (1200-1480), Perú, considerada como la ciudad de barro más grande de América, de la cultura chimú, al igual que la Ciudad Sagrada de Caral (3000 a.C-1800 a.C) donde fueron hallados restos arqueológicos que hacen que sea considerada como la primera civilización de América.



Fig. 4: Elementos de adobe hallados en Chan Chan, Perú



Fig. 5: Pirámide de adobe en Caral, Perú

En España y el norte de África las construcciones con tierra cruda han tenido lugar desde la Antigüedad, de las cuales muchas de ellas siguen teniendo relevancia hoy día, tales como la Alhambra de Granada, así como gran parte del entorno rural de Castilla y León.



Fig. 6: Alhambra, Granada, España



Fig. 7: Navapalos, Soria, España

Del norte de África, cabe destacar al sureste de Marruecos, la Ruta de las Kasbahs, que consta de ciudades fortalezas de adobe siglo XVIII que siguen en pie en la actualidad mimetizándose con el paisaje.



Fig. 8: Kasbahs, Marrakech, Marruecos

1.3 Objetivos del presente trabajo

En los países desarrollados, las estructuras de hormigón armado y de acero se han convertido en los materiales de construcción más comunes en el mercado, de los cuales su comportamiento ha sido caracterizado a un alto nivel. Sin embargo, en el caso de las construcciones de adobe, a pesar de ser empleadas desde la Antigüedad y a que a día de hoy siga siendo usada por un tercio de la población mundial, el grado de caracterización de su comportamiento mecánico es muy inferior.

Los estudios e investigaciones que se han estado elaborando recientemente acerca del adobe, ayudan a hacer posible la garantía de seguridad de este tipo de estructuras ante fenómenos tales como el sismo. Este trabajo tiene como objetivo principal aportar conocimiento a la investigación del comportamiento mecánico del adobe y muros de mampostería de adobe principalmente en su rango inelástico, mediante análisis numérico por medio del Método de Elementos Finitos, a partir resultados experimentales en ensayos de compresión simple y compresión diagonal dentro de la línea de investigación del profesor Mario Solís Muñiz.

A la hora de la modelización numérica de los ensayos realizados durante la campaña experimental a compresión simple y diagonal de los muros de mampostería de adobe, se ha asumido un comportamiento homogéneo de los muretes, es decir, sin considerar distinción entre los ladrillos y las juntas de adobe que conforman los muros. A partir de este enfoque macromecánico, el presente trabajo busca responder la siguiente pregunta:

¿Es posible caracterizar y modelizar numéricamente un muro de adobe sometido a una carga de compresión simple y diagonal en su plano mediante la Teoría de Elementos Finitos y obtener resultados similares a los experimentales?

2 Datos experimentales de referencia

En la Escuela Técnica Superior de Ingeniería de la Universidad de Sevilla, tiene lugar una línea de investigación acerca del adobe, la cual está dirigida por el profesor Mario Solís Muñiz y que se encarga de estudiar el comportamiento del adobe, que además del presente trabajo, ha llevado a cabo los proyectos de final de carrera y trabajos de fin grado de Miguel Romero [1], Sergio Astorga [2], Gonzalo Montoya [3], Javier Gómez [4] y Francisco Garrocho López [5]. Además de la Universidad de Sevilla, otras instituciones académicas como la Universidad de Génova, la Universidad Técnica de Berlín, la Universidad de Delft, la Universidad de Oporto o la Pontificia Universidad Católica de Perú han trabajado en esta línea de investigación. En el presente trabajo, tiene lugar una colaboración por parte del profesor asociado Doctor Nicola Tarque de la Pontificia Universidad Católica de Perú.

2.1 Descripción de los ensayos experimentales objeto de estudio

En primer lugar, se procede a describir la composición de las tierras seleccionadas para la elaboración de los bloques de adobe, donde la composición y la proporción de arena y arcilla en la tierra a trabajar influirán notablemente en la cohesión y propiedades mecánicas del material:

60% arenas.

40% finos.

Tamaño máximo del árido 5mm, únicamente rebasado por 1%, por lo que no se tamizó.

Límite plástico 23,1.

Límite líquido 17,2.

1% del peso de la mezcla total de paja.

30% del peso de la muestra de agua.

Para la ejecución de los bloques se mezclaron la tierra y la arena para llegar a la dosificación adecuada, para más adelante agregar las fibras de paja, todas estas con longitud $\leq 5\text{cm}$ y el agua.

Tras mezclarlo para que quedase uniforme y dejarlo reposar 24 horas, se procede al encofrado, sobre un molde de madera de dimensiones 320x160x80 mm (Fig. 9), lanzándose bolas del material tiradas con fuerza para favorecer a la compactación. Una vez retirado el molde se deja secar alrededor de un mes siguiendo las recomendaciones de la ASTM E519 [6], es decir, cubierto de la lluvia, de costado, con un rango de temperaturas entre 15°-25° y humedades relativas alrededor de 50%.

Las dimensiones de las unidades de adobe siguen las recomendaciones de la Norma Peruana E.080 [7]:

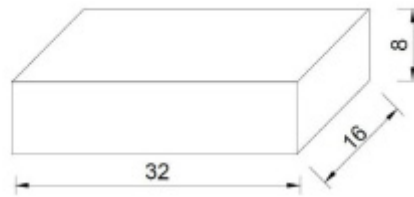


Fig. 9: Dimensiones teóricas de un bloque de adobe en cm.

En la campaña experimental realizada, fueron fabricados y ensayados a compresión simple (Fig. 10) 6 muros de mampostería de adobe de 600x500x160mm para determinar la resistencia a compresión, coeficiente de Poisson y módulo de Young [31]. Para la caracterización del módulo de cizalladura y resistencia a tracción se realizaron ensayos a compresión diagonal (Fig. 11) de 8 muros mampostería de adobe de 900x900x160mm y 13 probetas cilíndricas [30], de las cuales 5 eran de 100mm de diámetro y 200mm de altura, y otras 8 de 150 mm de diámetro y 300mm de altura (Fig. 12), estas probetas cilíndricas permitieron obtener información del comportamiento del material a tracción indirecta, debido a las dificultades de realizar un ensayo a tracción directa en materiales cuasifrágiles como el adobe.



Fig. 10: Muro de mampostería de adobe compresión simple.



Fig. 11: Muro de mampostería de adobe compresión diagonal.



Fig. 12: Ensayo a tracción indirecta de probeta cilíndrica

2.1.1 Ensayo compresión simple sobre muro de mampostería de adobe

En los ensayos de pilas a compresión simple, fueron fabricados y ensayados 6 muros de mampostería de adobe de 600x500x160mm para determinar la resistencia a compresión, coeficiente de Poisson y módulo de Young [31], la instrumentación utilizada fue: Pórtico de carga “Servosis” de carrera y carga máxima de 300mm y 100 toneladas, tres sensores LVDT por cada cara del muro, de los cuales dos se encontraban en posición vertical y uno en posición horizontal, un dispositivo de adquisición de datos (DAQ) de la marca “National Instrument” para trabajar con los seis canales de los sensores LVDT y el software “LABview” encargado convertir los datos de entrada en el ordenador en forma de voltaje a información del desplazamiento.

La aplicación de la carga tuvo lugar mediante un actuador monoaxial, la velocidad de ensayo adoptada fue de 1mm/min, obteniéndose la carga máxima entre 10 y 12 minutos, considerándose dentro de las recomendaciones de la norma de ensayos de compresión de mampostería de fábrica de ladrillo cocido [37], la cual requiere alcanzar la carga máxima entre 15 y 30 minutos.

Entre los principales contratiempos que se encontraron a la hora de la ejecución de este ensayo fueron las excentricidades en la aplicación de la carga y conseguir un ajuste preciso en la viga encargada de aplicar de forma distribuida la carga, por lo que se liberó el movimiento de la placa superior del actuador y se aplicó una capa de yeso en las zonas de contacto entre los soportes y muro, para de esta forma reducir el rozamiento, los efectos flexión por ausencia de paralelismo y heterogeneidades del material.

El objetivo de este ensayo ha sido la obtención de la resistencia a compresión y el módulo de Young a partir de la evolución de la ley de comportamiento de los muros de adobe a compresión simple a partir de los valores medios de tensión y deformación. Además de la evolución del coeficiente de Poisson y la estimación de la resistencia a compresión aparente (f_{ck}) usando una corrección lineal mediante el coeficiente (k_a), como propone la normativa neozelandesa para muros de adobe y tapia [8].

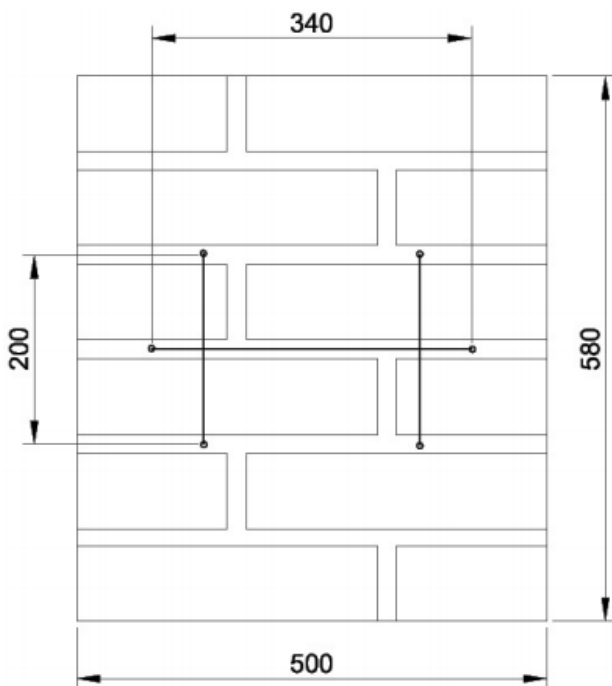


Fig. 13: Ubicación de los sensores de desplazamiento en ensayo a compresión simple. Unidades en mm.



Fig. 14: Muro durante la ejecución del ensayo a compresión simple.

La resistencia a compresión es uno de los parámetros más relevantes para la caracterización de cualquier material de construcción. Como criterio general en los resultados obtenidos, el cálculo de las tensiones a compresión ha sido determinado como el cociente entre la fuerza aplicada y el área de la sección transversal del espécimen, donde la sección transversal se considera invariable durante todo el ensayo. El valor de la tensión debido al peso propio se ha considerado despreciable (0.01 MPa aproximadamente en la base del muro) frente a la producida por la carga de ensayo.

A continuación, se muestra el rango de valores obtenidos en los ensayos a compresión en la Tabla 1, donde f_c es el valor de compresión aparente y $\overline{f_c}$ (CoV) el valor medio de resistencia a compresión seguido del coeficiente de variación (CoV) expresado en porcentaje, siendo el CoV el valor de la desviación típica de todos los resultados divididos por el valor medio y multiplicado por 100. La normativa neozelandesa [8] define un coeficiente de corrección (k_a), encargado de la corrección el efecto de confinamiento en función de la relación de aspecto (r.a.), la aplicación de dichos factores lineales permite eliminar los efectos del confinamiento en la resistencia de compresión aparente (f_c) y que estiman el valor de la resistencia a compresión no confinada (f_{uc}). Para muros de tierra cruda requieren un análisis en profundidad y el establecimiento de una metodología de cálculo.

	f_c	$\overline{f_c}$ (CoV)	r.a.	k_a	f_{uc}	$\overline{f_{uc}}$
Adobes	(0.75, 1.38)	1.13 (17.3)	–	–	–	–
Mampostería	(1.34, 1.57)	1.43 (6.1)	3.75	0.91	(1.22, 1.43)	1.31

Tabla 1: Rango de valores y valores medios de la resistencia a compresión aparente y no confinada en MPa [31]

El módulo de Young es, junto a la resistencia a compresión, uno de los parámetros críticos para la caracterización mecánica de un material. En la campaña experimental se han obtenido tres estimadores del módulo de Young: el módulo secante a 1/3 y 2/3 del valor máximo de la tensión a compresión ($E_{1/3}$ y $E_{2/3}$, respectivamente) y el módulo tangente definido este último como la pendiente de la cuerda formada por esos dos puntos.

A continuación, se muestran los valores de módulo de Young medios, así como el coeficiente de variación (CoV):

E_m (CoV)	$E_{1/3}$ (CoV)	$E_{2/3}$ (CoV)
460.32 (35.4)	641.72 (53.3)	496.73 (30.7)

Tabla 2: Módulo de Young medios para los estimadores secantes ($E_{1/3}$ y $E_{2/3}$) y el estimador tangente (E_m). [MPa] [31]

A continuación, se observa en la Fig. 15 la relación tensión-deformación de la mampostería, quedando representados los valores de la envolvente máxima y mínima, así como la media de los resultados recogidos a través de los sensores LVDT.

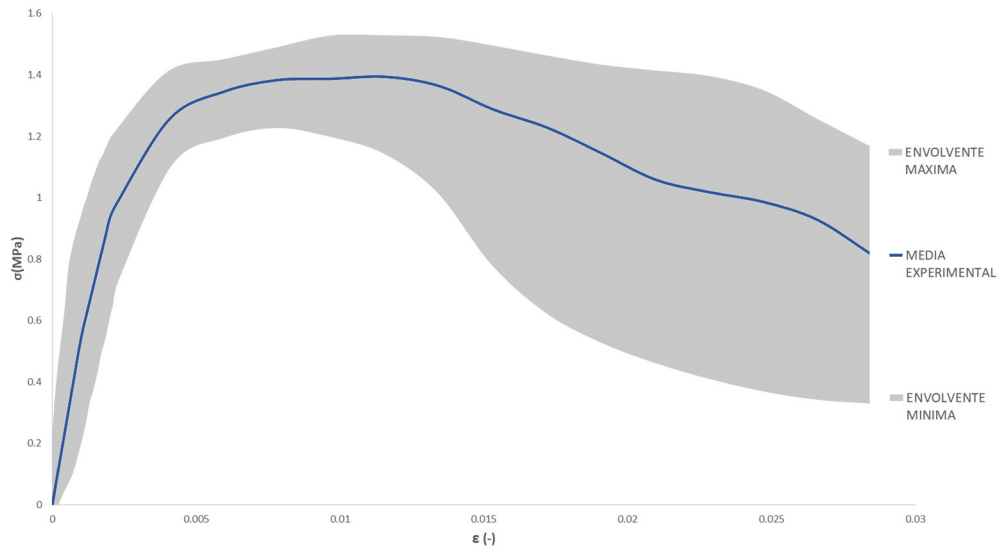


Fig. 15: Resultados experimentales σ (Actuador)- ϵ (Sensores LVDT) para Compresión simple.

Las dispersiones existentes entre los valores locales y globales son notables, observando para el caso local una deformación unitaria para la carga máxima en torno a 0.01, mientras que, para el caso global, es decir, los resultados del actuador llegan a ser más de 10 veces mayor.

Por lo que, para el análisis de muros de mampostería de adobe, el estudio más fiable y comparable con otros resultados es mediante obtención de desplazamientos locales. Achacando la variabilidad de estos resultados a las irregularidades del reparto del mortero en las uniones, irregularidades en el ladrillo y la correcta aplicación de la carga.

Por último, del ensayo a compresión simple se obtuvo otro parámetro importante para el comportamiento mecánico de la mampostería de adobe, como es el coeficiente de Poisson. El módulo de Poisson proporciona información relativa a las deformaciones longitudinales y transversales, y viene definido por la siguiente expresión:

$$\nu = - \frac{\epsilon_{horizontal}}{\epsilon_{vertical}} \quad (1)$$

Obteniéndose para diferentes estados de tensiones en función del ratio de la tensión a compresión y la resistencia a compresión aparente (σ_c/f_{ck}) los siguientes valores del módulo de Poisson:

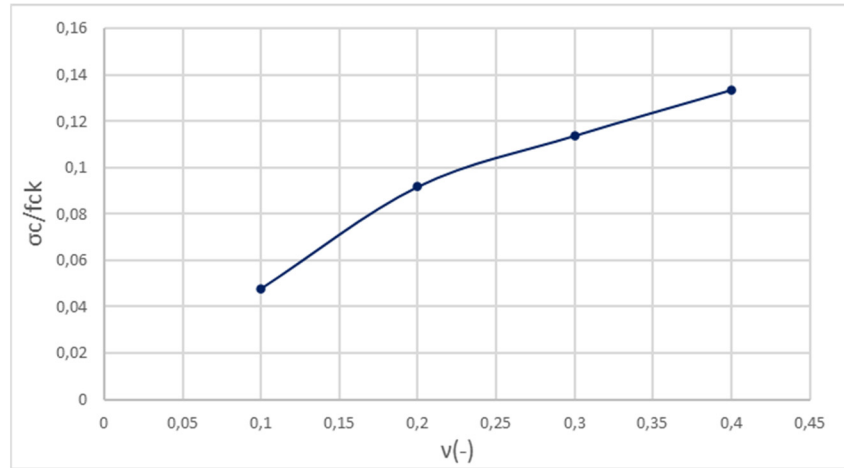


Fig. 16: Resultados coeficiente de Poisson.

Dando lugar estos resultados a una relación aproximadamente lineal al coeficiente de Poisson respecto al incremento de carga.

2.1.2 Ensayo compresión diagonal sobre muro de mampostería de adobe

En los ensayos de pilas a compresión diagonal, fueron fabricados y ensayados 8 muros de mampostería de adobe de 900x900x160mm para determinar la resistencia a tracción y módulo de cizalladura [30], la instrumentación utilizada fue: Pórtico de carga “Servosis” de carrera y carga máxima de 300mm y 100 toneladas, cuatro sensores LVDT en una cara del muro, de los cuales dos se encontraban en posición vertical y dos en posición horizontal, un dispositivo de adquisición de datos (DAQ) de la marca “National Instrument” para trabajar con los seis canales de los sensores LVDT y el software “LABview” encargado de los datos de entrada al ordenador de voltaje a desplazamiento. Además, en la cara opuesta del muro en la que se encontraban los sensores LVDT, se realizó un estudio del campo de desplazamientos mediante el sistema DIC (Digital Image Correlation). Pudiéndose observar en la Fig. 17 el esquema de la distribución de los sensores LVDT, mientras que en las Fig. 19 y Fig. 18 se aprecia los puntos de medida del sistema DIC.

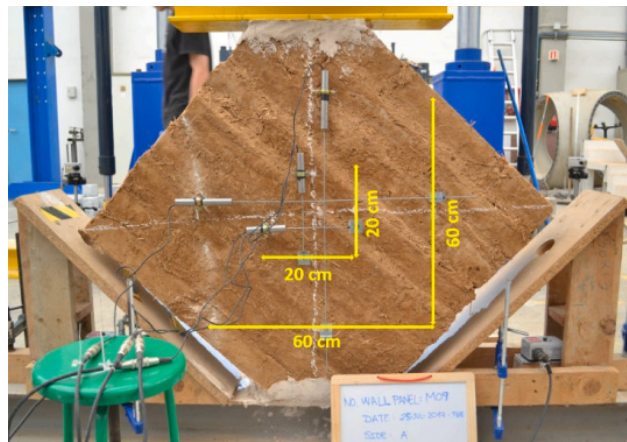


Fig. 17: Distribución de los sensores LVDT durante el ensayo a compresión diagonal.

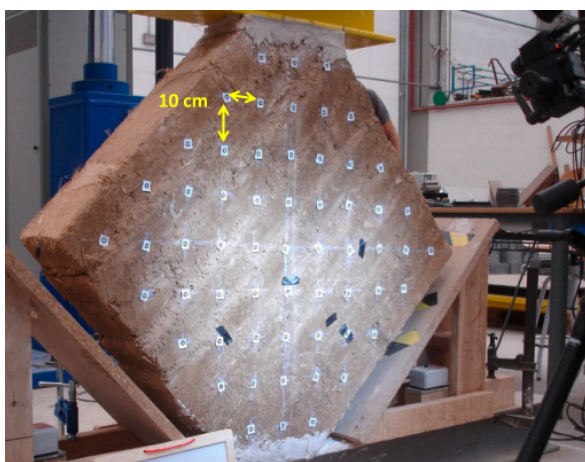


Fig. 18: Cámaras del sistema DIC encargada de medir los desplazamientos de los puntos del muro. Ensayo compresión diagonal.

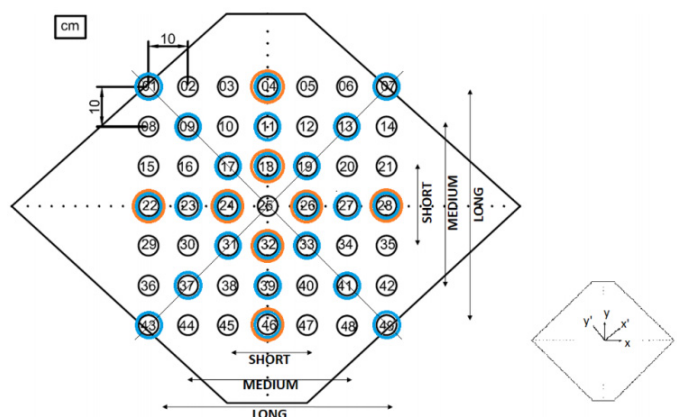


Fig. 19: Esquema de los puntos a medir por el sistema DIC. Ensayo compresión diagonal.

La carga aplicada, el desplazamiento del actuador, el desplazamiento de los sensores LVDT y el desplazamiento del sistema DIC se adquirió sincronizadamente, siendo la velocidad de ensayo adoptada por actuador monoaxial de 2mm/min y obteniéndose la carga máxima entre 1 y 2 minutos, considerándose dentro de las recomendaciones de la norma ASTM E519 [6].

Entre los principales contratiempos que se encontraron a la hora de la ejecución de este ensayo fue la aplicación incorrecta de la carga, dado a que se produjo un deslizamiento de ladrillos de adobe sobre la capa de mortero, por lo que para solventarlo, se realizaron cortes a 45° en las esquinas donde se cargaría el muro para de esta manera la carga quedase aplicada en una superficie mayor y con la adición de yeso sobre la superficie, que dio lugar a una distribución uniforme (Fig. 20).



Fig. 20: Yeso en la superficie de aplicación de carga en ensayo de compresión diagonal.

El objetivo de este ensayo ha sido la obtención del módulo de cizalladura, así como la tensión cortante y a tracción máxima. Además, la asunción del estado de cortadura pura del muro fue validada por el campo de desplazamiento a partir del estudio por el sistema DIC (Digital Image Correlation).

Para el estudio del comportamiento del muro a cortante, fueron realizados ensayos a compresión diagonal. Siguiendo el ASTM Standard [6] se ha asumido un estado de cortante puro en el centro del muro, asumiendo la distorsión angular γ_{xy} como:

$$\gamma_{xy} = \epsilon_x - \epsilon_y \quad (2)$$

A continuación, se desarrolla la expresión (2) que corresponde a un estado tensional de tensión tangencial pura. Un muro sujeto a un esfuerzo cortante puro τ_{xy} , posee sus esfuerzos principales (de magnitud τ_{xy} y $-\tau_{xy}$) en planos a 45° de los ejes X-Y, lo cual equivale a un estado de tracción-compresión girado a 45°.

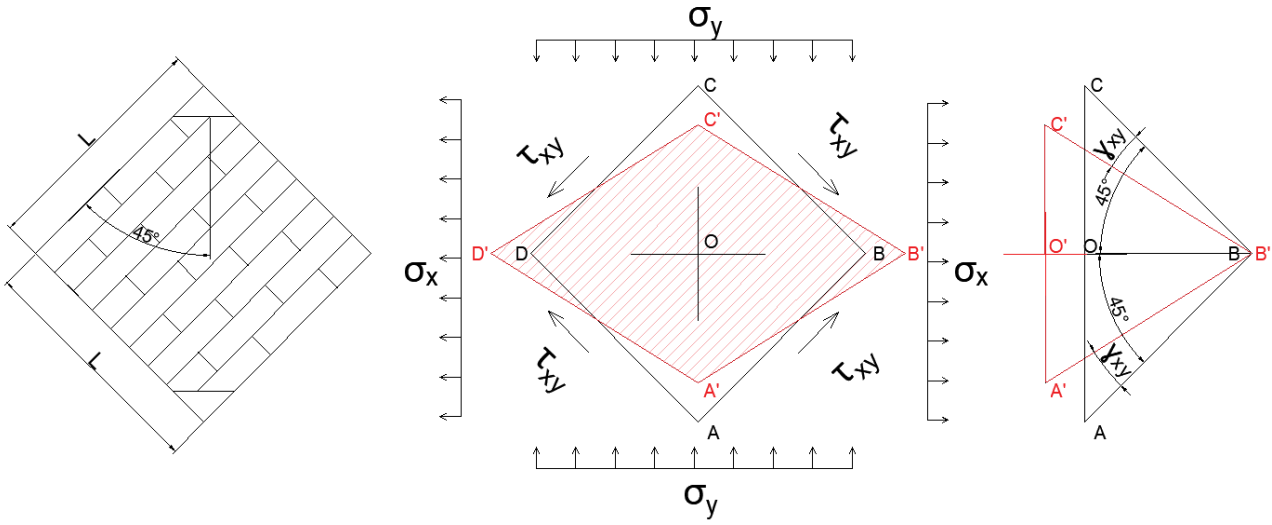


Fig. 21: Esquema muro sometido a estado de tensión tangencial pura.

En la Fig. 21, se observa el esquema de un muro sometido a un estado de cortadura pura, el cual posee un estado de tensional de compresión vertical y tracción horizontal. El la Fig. 21 (B) se representa un elemento infinitesimal del muro de adobe sometido a un estado de tensión pura, los puntos ABCD son los vértices de dicho elemento en su estado inicial indeformado, mientras que en su estado final deformado pasan a ser A'B'C'D'. Si se reduce el problema a la mitad por simetría vertical uniendo los vértices B-B' (véase Fig. 21 (C)), y a su vez, simplificando de nuevo por la existente simetría horizontal, quedarían los triángulos OAB-O'A'B', por lo que se tiene que:

$$\frac{O'A'}{O'B'} = \tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\gamma_{xy}}{2}\right) = \frac{OA \cdot (1 - \epsilon_y)}{OB \cdot (1 + \epsilon_x)} = \frac{(1 - \epsilon_y)}{(1 + \epsilon_x)} \quad (3)$$

Donde γ_{xy} son las distorsiones angulares, ϵ_y , deformaciones de acortamiento vertical y ϵ_x , deformaciones de alargamiento horizontal del murete.

Siendo $OA=OB$, por medio Hooke, se obtiene la siguiente relación:

$$\epsilon_x = \frac{\sigma_x}{E} + \mu \cdot \frac{\sigma_y}{E} \quad (4)$$

donde $\tau = \sigma = \sigma_x = -\sigma_y$ y por lo tanto, $\epsilon = \epsilon_x = -\epsilon_y$.

Además, se puede definir ϵ como:

$$\epsilon = \tan\left(\frac{\gamma_{xy}}{2}\right) \approx \frac{\gamma_{xy}}{2} \quad (5)$$

Sustituyendo la expresión (5) en la (3), se obtiene:

$$\tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\gamma_{xy}}{2}\right) = \frac{\tan\left(\frac{\pi}{4}\right) - \tan\left(\frac{\gamma_{xy}}{2}\right)}{1 + \tan\left(\frac{\pi}{4}\right) \cdot \tan\left(\frac{\gamma_{xy}}{2}\right)} = \frac{1 - \frac{\gamma_{xy}}{2}}{1 + \frac{\gamma_{xy}}{2}} \quad (6)$$

Quedando:

$$\frac{1 - \frac{\gamma_{xy}}{2}}{1 + \frac{\gamma_{xy}}{2}} = \frac{(1 - \varepsilon_x)}{(1 + \varepsilon_x)} \quad (7)$$

Por lo tanto:

$$\gamma_{xy} = \varepsilon_x - \varepsilon_y = 2 \cdot \varepsilon \quad (8)$$

La ASTM Standard [6] también establece que la tensión tangencial (σ_{xy} o τ) puede ser calculada mediante la expresión:

$$\tau = \sigma_{xy} = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \frac{F}{A_n} \quad (9)$$

Donde F es la carga del actuador sobre el muro y A_n el área neta del muro:

$$A_n = e \cdot 2 \cdot L \cdot \cos(45^\circ) \quad (10)$$

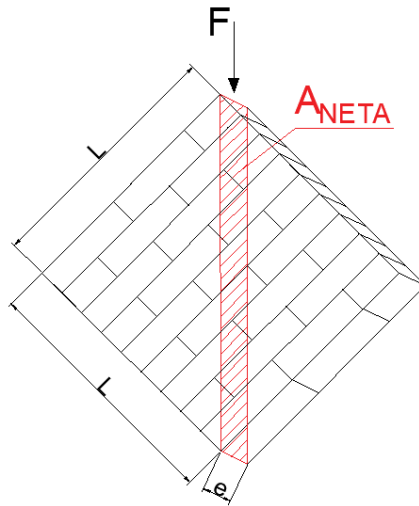


Fig. 22: Esquema parámetros y geometría en ensayo de murete a compresión diagonal.

La asunción de un estado de cortadura puro ha sido demostrada en estudios como los señalados en los artículos [11,12] que no llega a ser exacta, existiendo una divergencia como se observa en la Fig. 22, donde la tensión tangencial en el centro del muro para una solución elástica es:

$$\tau = \sigma_{xy} = 1.05 \cdot \frac{F}{An} \quad (11)$$

Sin embargo, independientemente de la asunción adoptada, la orientación de las tensiones principales son las mismas, es decir, tensiones de compresión en la dirección vertical y, por otro lado, en la dirección horizontal tensiones de tracción, por lo que teóricamente podría asumirse un estado de deformación tangencial puro aceptando por lo tanto la expresión de la ecuación (2) para las deformaciones angulares [30].

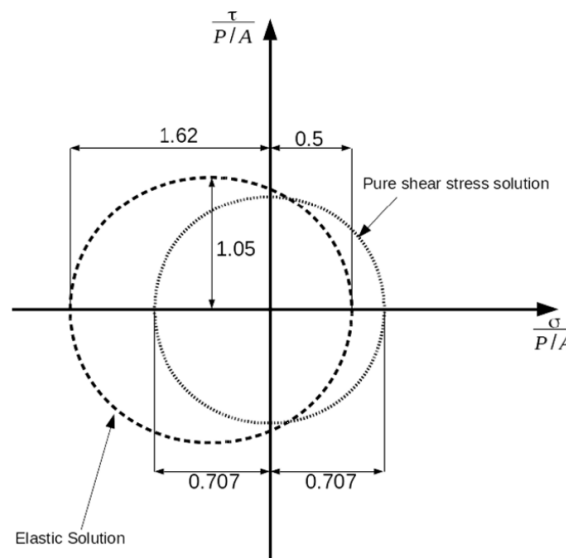


Fig. 23: Circulo de Mohr en el centro del muro durante el ensayo de compresión diagonal: Solución teórica elástica y tensión tangencial pura [30].

De los resultados obtenidos en dicho ensayo podemos destacar la tensión tangencial máxima, el cual viene dado por la expresión [30] y cuyo valor es $\tau_{\max}=0.181\text{MPa}$ con un coeficiente de variación del 3.99% (definiendo este coeficiente en tanto por ciento como la desviación típica entre la media de resultados) y una deformación tangencial para dicha tensión máxima de $\gamma=0.0026$ con un coeficiente de variación del 5.44%.

El módulo de cizalladura, G , relaciona las tensiones tangenciales con las deformaciones angulares, la evaluación de este parámetro puede definir la rigidez a cortante del material, pero al tratarse de un comportamiento no lineal para el caso de los muros de mampostería de adobe, para cada incremento de tensión tangencial y deformación angular, el valor de G varía.

$$G = \frac{\Delta\tau}{\Delta\gamma} \quad (12)$$

A continuación, se muestra un diagrama τ - γ , con valores medios, máximos y mínimos de los resultados obtenidos en los ensayos a compresión diagonal en muros de mampostería de adobe:

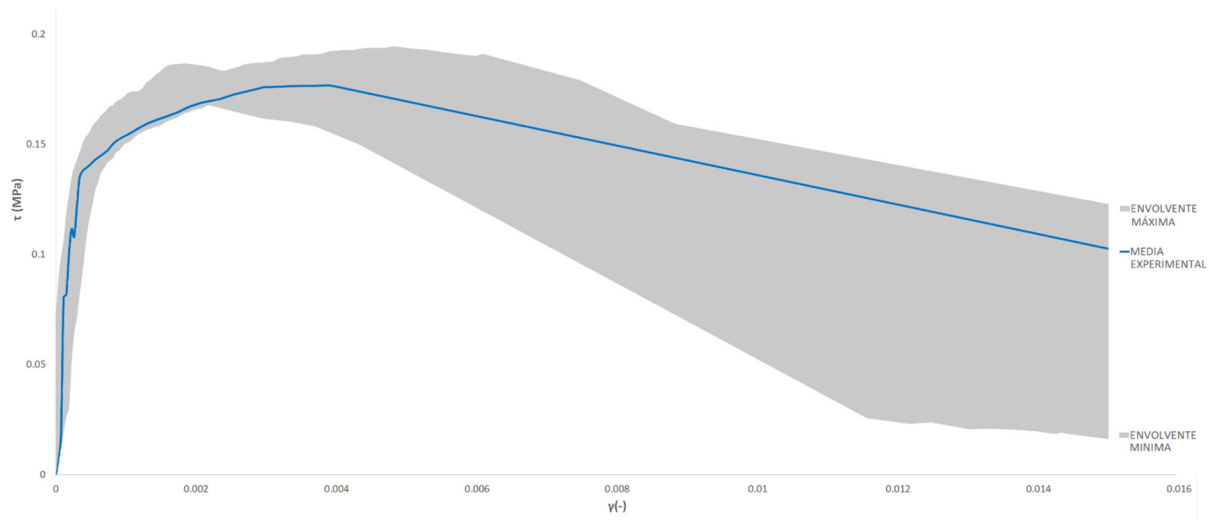


Fig. 24: Resultados experimentales τ - γ

En la campaña experimental se obtuvieron valores de dos módulos de cizalladura secantes en los tramos 0-1/3 y 0-1/2 de la tensión tangencial máxima y cuatro módulos tangentes en los tramos 1/4-1/2, 1/3-2/3, 1/4-3/4 y 1/2-3/4 de la tensión tangencial máxima. Véase la Tabla 3:

	$G_{0-1/3}$	$G_{0-1/2}$	$G_{1/4-1/2}$	$G_{1/3-2/3}$	$G_{1/4-3/4}$	$G_{1/2-3/4}$
G (CoV)	782 (55)	563 (38)	366 (30)	268 (32)	235 (27)	180 (33)
R^2 (CoV)	0.7868 (38)	0.8613 (28)	0.9396 (6.8)	0.9361 (10)	0.9420 (3.9)	0.9499 (5.7)

Tabla 3: Valores medios de los estimadores del módulo de cizalladura G (MPa) y sus correspondientes coeficientes de determinación R^2 . El CoV está expresado en porcentaje.[30]

Observándose que, sustituyendo los valores del Módulo de Young y coeficiente de Poisson obtenidos en el ensayo a compresión simple del muro de mampostería, en la ecuación (8) asumiendo un comportamiento isótropo, se obtiene un valor de 207MPa, el cual posee una buena correlación con el valor de $G_{1/3-2/3}$.

2.1.3 Ensayo tracción indirecta sobre probeta cilíndrica de Adobe

Uno de los principales parámetros para la caracterización de cualquier material de construcción es su comportamiento tracción, siendo la tracción última, el crecimiento de grieta y el colapso, dependientes del comportamiento a tracción.

Para realizar el ensayo a tracción, debido a la dificultad de ejecutar este tipo de test en materiales frágiles y de baja rigidez en tracción, tienen lugar comúnmente ensayos a tracción indirecta. En la campaña experimental se han utilizado 13 probetas cilíndricas de las cuales 5 eran de 100mm de diámetro y 200mm de altura, y otras 8 de 150 mm de diámetro y 300mm de altura, cargándolas diametralmente y fallando a tracción en la dirección perpendicular a la carga.

La velocidad de aplicación de la carga durante el ensayo, obtenida a partir de la normativa [38] [39] [40], es proporcional a la de ensayos similares de hormigón. Por lo tanto, si la resistencia a la tracción indirecta en estos ensayos en hormigón es en torno a unas 30 veces mayor que en adobe, la velocidad de aplicación de la carga considerada para el adobe ha sido unas 30 veces menor que la velocidad utilizada para el hormigón. La velocidad de aplicación de la carga fue de 0.0016 MPa/s en las probetas de adobe.



Fig. 25: Patrón de fallo bajo un estado de tracción indirecta

En la Fig. 25, se observa como el patrón de fallo de un material cuasi-frágil sometido a tracción indirecta consiste en la rotura de la probeta en dos partes por el centro de esta, donde siguiendo los criterios del ASTM Standard [6], AENOR [9] y RILEM TC [10], la resistencia a tracción queda definida por la siguiente expresión:

$$f_t = \frac{2 \cdot F_{\max}}{\pi \cdot D \cdot L} \quad (13)$$

Donde F_{\max} es la carga máxima aplicada, D el diámetro de la probeta y L la longitud de esta. Los valores obtenidos para ambos tipos de probetas fueron de 0.17MPa con un coeficiente de variación de un 9.7%, indicando por lo tanto que el valor de la resistencia a tracción es independiente del tamaño de la probeta.

A continuación, se muestran los resultados de tracción indirecta en las Fig. 26 y Fig. 27 para los dos tamaños de probetas ensayados, donde los resultados están representados en forma de diagrama de barras, quedando representado el valor medio por la línea roja y la desviación típica por líneas verdes. Dichos valores de la tensión de tracción indirecta se calcularon para el valor de la fuerza máxima, el cual se alcanza en el momento en el que se produce la grieta que ocasiona el colapso de la probeta cilíndrica y que coincide con el máximo de la curva fuerza-desplazamientos, que para este tipo de ensayos posee una forma triangular, es decir, linealmente creciente hasta el máximo y, a partir de ese punto, linealmente decreciente.

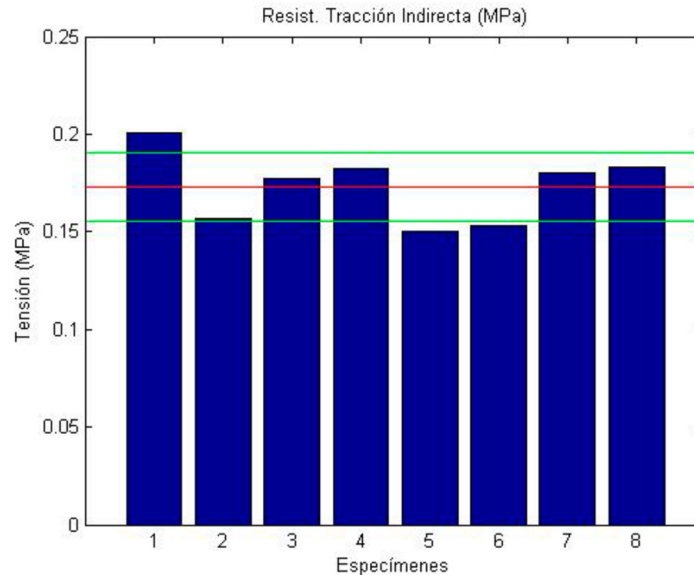


Fig. 26: Resistencia a la tracción para ensayos de tracción indirecta para probetas cilíndricas Ø150. [5]

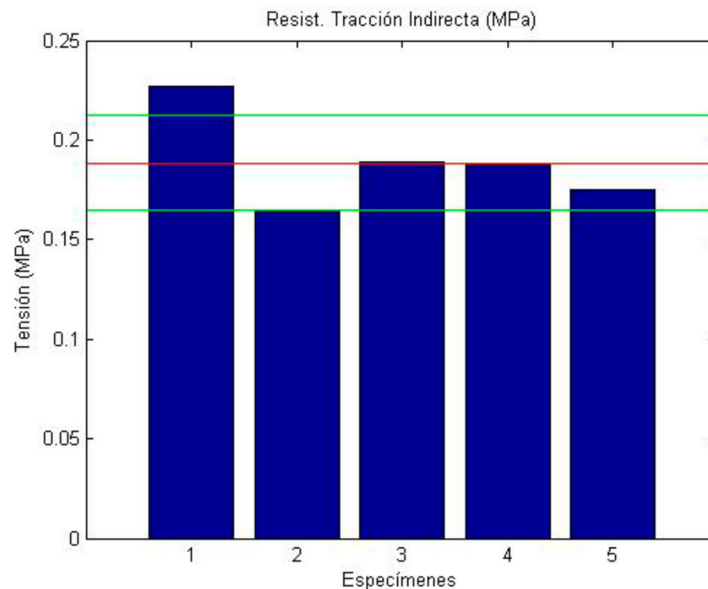


Fig. 27: Resistencia a la tracción para ensayos de tracción indirecta para probetas cilíndricas Ø100. [5]

De los resultados obtenidos en las Fig. 26 y Fig. 27, se observa la similitud de ambos resultados a pesar de poseer diferentes dimensiones las probetas, estando en ambos casos el valor de la resistencia a tracción indirecta en torno a 0.17 MPa.

3 Planteamiento general del problema

3.1 Métodos de modelización numérica en muros de albañilería de adobe

Para la caracterización y análisis de los muros de mampostería de adobe, se ha realizado un estudio numérico a partir del método de elementos finitos para simular el comportamiento no lineal de dichos muros mediante el software Midas FEA desarrollado por Midas IT y TNO Diana.

En la modelización numérica de muros de albañilería uno de los principales problemas a resolver es la simulación de los dos materiales existentes, los cuales serían el ladrillo y el mortero, dando lugar de esta manera a una especie de material discontinuo y por tanto no lineal, el cual al estar formado por varias juntas posee una resistencia menor. Existen dos metodologías de modelización numérica en estructuras de mampostería, mediante micromodelos y macromodelos:

- Micromodelización: Consiste en discretizar de forma detallada los muros de albañilería, teniendo en cuenta los ladrillos y el mortero por separado, dentro de este enfoque micromecánico, Rots [13] y Lourenço [41] distinguen entre micromodelización detallada y simplificada. La diferencia entre estas dos es básicamente que en la micromodelización simplificada los ladrillos son elementos continuos y las juntas de mortero son discontinuos, mientras que en la detallada tanto mortero como ladrillo se tratan de elementos continuos y las interfaces ladrillo-mortero son elementos discontinuos.
- Macromodelización: Consiste en la unificación del mortero y los ladrillos que conforman el muro de mampostería, es decir, todo el muro se encuentra conformado por elementos continuos, asumiendo un comportamiento homogéneo del muro. Esta asunción es de especial interés en el caso del adobe, ya que tanto los ladrillos como las juntas de mortero son de adobe.

En este trabajo se ha asumido un comportamiento macromecánico, es decir, el análisis numérico realizado ha sido partiendo de una macromodelización, donde se ha considerado las propiedades del mortero y el ladrillo similares y, por tanto, un comportamiento homogéneo del muro. El modelo constitutivo para este tipo de análisis en materiales cuasifrágiles tales como el hormigón y el adobe es el modelo de grieta difusa.

El modelo constitutivo de grieta difusa es un modelo numérico en mecánica de la fractura, que además de analizar el crecimiento de grieta en materiales cuasifrágiles, establece un criterio de formación de grieta, este criterio se basa en el ablandamiento que se produce una vez se sobrepasa la resistencia a tracción del material, siendo este ablandamiento dependiente de la apertura de grieta. Este modelo se basa en la consideración de una deformación total en el elemento como la superposición de la deformación de la parte fisurada y sin fisurar, siendo esta deformación unificada y continua, permitiendo por tanto ser implementada en elementos finitos convencionales. Estos conceptos quedarán definidos con mayor detalle en los capítulos 3.1.1 y 3.2.4 de este documento.

Es a su vez de gran interés en muros de mampostería un análisis micromecánico, en el que se considere el mortero y ladrillo como materiales con propiedades diferentes, y de esta manera tener en cuenta mecanismos de fallo tales como la delaminación y deslizamiento entre los ladrillos, obteniendo de esta manera información del comportamiento local, para este tipo de análisis generalmente el modelo constitutivo utilizado es el de Grieta-Cortadura-Aplastamiento Combinado (Combined Cracking-Shearing-Crushing), el cual se basa en una aproximación micromecánica [41] [13].

A continuación, se describen los detalles avanzados de la modelización material aplicada para la caracterización del comportamiento en los muros de mampostería de adobe. A su vez se ha realizado una revisión de los marcos constitutivos disponibles para la modelización de sólidos continuos y su aplicación en la modelización de materiales y simulación del comportamiento estructural, además de una descripción del modelo macromecánico de grieta difusa, el cual será estudiado a lo largo de este documento, a pesar de ello, también se realizará una descripción del modelo constitutivo de interfaces denominado Combined Cracking-Shearing-Crushing para micromodelizaciones.

3.1.1 Modelo de grieta difusa

Una vez asumido un comportamiento igual tanto del mortero como del ladrillo, se considera el muro de albañilería de adobe como un material isótropo homogéneo no lineal, y mediante el modelo de grieta difusa podemos estudiar los muretes de adobe una vez se haya producido la fisuración.

En el momento que el material se encuentra fisurado deja de poseer propiedades isótropas, convirtiéndose en un material ortótropo, calculándose las tensiones normales y esfuerzos tangenciales en la superficie de la grieta. El criterio de formación de grieta se basa en el ablandamiento que se produce una vez se sobrepasa la resistencia a tracción del material, siendo este ablandamiento dependiente de la apertura de grieta. La evaluación del estado de fisuración del elemento tiene lugar en los puntos de integración de este, no siendo posible la determinación de la posición exacta de la fisura dentro del elemento. Para la modelización de la fisuración se pueden considerar dos aproximaciones:

- **Grieta fija:** aquella que la dirección de la grieta y las direcciones principales del material se definen cuando tiene lugar dicha fisura, una vez la dirección de la grieta ha sido definida dicha dirección no varía. Por lo tanto, tras ser fijadas las direcciones de la grieta aparecen tensiones normales y tangenciales como se muestra en la siguiente Fig. 28:

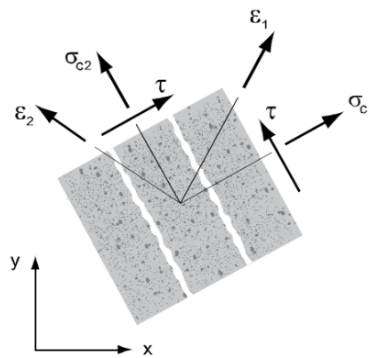


Fig. 28: Modelo de grieta fija, esquema tensional en un elemento [42]

- **Grieta giratoria:** en este caso la orientación de la fisura y por tanto de las direcciones principales, pueden reorientarse para cada paso de carga, y de esta manera ir alineándose a los distintos campos de tensiones y deformaciones a lo largo de la carga, debido a ello no aparecerán las tensiones tangenciales como se muestra en la siguiente Fig. 29:

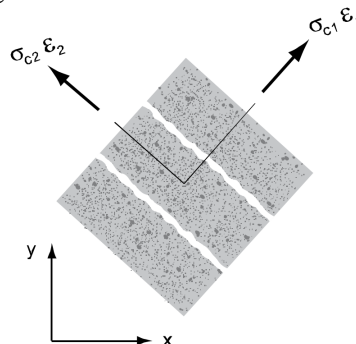


Fig. 29: Modelo de grieta giratoria, esquema tensional en un elemento [42]

La generación de una macrogrieta, como resultado de la fisuración, da lugar a una descarga completa en tensiones, y, por lo tanto, un estado de discontinuidad en el campo de desplazamiento. Este fenómeno de discontinuidad da lugar a una problemática en la resolución del problema de análisis estructural por medio de los elementos finitos convencionales.

En el modelo de grieta difusa las deformaciones totales son resultado de la suma, por un lado, de la deformación de la parte del material fisurado (ϵ_c) y por otro lado de la parte del material sin fisurar (ϵ_e). Siendo posible que la respuesta del material no fisurado venga gobernada por una ley no lineal del material, aunque tiende a adoptarse como elástica lineal.

A continuación, en la Fig. 30 se observa el concepto de grieta difusa mediante un elemento fisurado, el cual se considerará una caja negra, es decir, un elemento del cual no se conoce el contenido interior, cuya deformación total es ϵ :

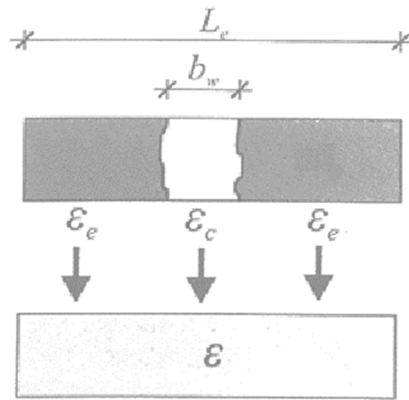


Fig. 30: Concepto de grieta difusa

Definiendo la deformación total como:

$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_c \quad (14)$$

Donde la parte elástica viene dada por la siguiente expresión:

$$\sigma = D_e \cdot \epsilon_e \quad (15)$$

Donde D_e es la matriz de rigidez elástica y σ el tensor de tensiones.

Por otro lado, ϵ_c , la deformación por fisuración, representa la parte de la deformación adicional de la apertura de las grietas.

Como se aprecia en la Fig. 30, L_e representa la longitud del elemento y b_w la banda de fisurada para la deformación ϵ_c .

Definiendo ξ , como la constante para cada elemento que relaciona la longitud de este con el ancho de banda fisurado:

$$\xi = \frac{L_e}{b_w} \quad (16)$$

Este factor debe encontrarse en un rango de valores $0 < \xi \leq 1$, ya que la longitud característica del elemento debe ser mayor que el ancho de la banda fisurada.

Redefiniendo la expresión (6), se tiene que la deformación media de un elemento:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{L_e} \cdot [(\mathbf{L}_e - \mathbf{b}_w) \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_e + \mathbf{b}_w \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_c] = (\mathbf{1} - \boldsymbol{\xi}) \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_e + \boldsymbol{\xi} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_c \quad (17)$$

Además, la longitud característica del elemento, la cual es una propiedad geométrica característica de la malla, se introduce en la ley del material, lo cual da lugar a que el modelo de grieta difusa sea apto para cumplir con el criterio de regularización, es decir, el resultado debe ser independiente de la discretización de la malla siendo extrapolable a 2D y 3D.

3.1.2 Localización y regularización

A partir de la descripción realizada sobre el muro de mampostería de adobe, y el estudio macromecánico por medio del modelo de comportamiento de grieta difusa, la modelización debe satisfacer los criterios de localización y regularización. A continuación, se describen estos conceptos:

- **Localización:** Capacidad del modelo de cálculo de reproducir una macrogrieta en el muro, en la que se concentra la disipación de energía que se emplea para generar nuevas superficies, mientras que se produce una redistribución de la carga a lo largo del resto del muro sin fisurar, el cual sigue cargándose hasta que quede fisurado.
- **Regularización:** Capacidad de reproducir de forma sensiblemente independiente de la discretización la energía de fractura para sistemas con materiales con ablandamiento.

El concepto de la localización es necesario en modelos continuos para describir la observación experimental. Aunque, la definición del elemento, o región, tiene un efecto directo en el resultado del análisis.

La cuestión sobre la dependencia de la malla en la localización de la fisuración se observa a partir de la energía disipada. Mientras que un alto refinado de la malla da lugar a un ancho del elemento fisurado muy pequeño, y por tanto, con una tendencia a cero en energía disipada que, contradiciendo la observación experimental de que en los sistemas reales con ablandamiento, la energía disipada es notable entre el comienzo de la rama de ablandamiento y la rotura. Por lo tanto, para evitar esta problemática, dicha energía es un parámetro del modelo de comportamiento del material y no depende ni siquiera del tamaño de la probeta, del muro, ladrillo o junta, por lo que el problema no debe en ningún caso ser dependiente del tamaño de la malla.

Partiendo del elemento descrito en la Fig. 30, se varía el rango de aplicación del ablandamiento, resultando la siguiente ley de comportamiento:

$$\sigma = f_{ct} \cdot \frac{\epsilon_{cu} - \epsilon}{\epsilon_{cu} - \epsilon_{ct}} \quad , \quad \epsilon_{ct} < \epsilon \leq \frac{b_w}{L_e} \cdot (\epsilon_{cu} - \epsilon_{ct}) \quad (18)$$

Donde:

f_{ct} es la resistencia a tracción.

ϵ_{ct} es la deformación del límite elástico (antes de que se produzca la fisuración).

ϵ_{cu} es la deformación de rotura.

L_e representa la longitud del elemento.

b_w es el ancho de la banda de fisurada.

La energía de fractura resultante viene dada por:

$$G_f = \frac{1}{2} \cdot b_w \cdot f_{ct} \cdot (\epsilon_{cu} - \epsilon_{ct}) \quad (19)$$

De esta manera queda resuelto el problema la dependencia de la malla en la localización de la fisuración, dando lugar a un parámetro de energía de fractura el cual es independientemente del tamaño del elemento L_e . Esta corrección de la ley de ablandamiento en función del ratio del ancho de la banda de fisura frente al tamaño del elemento compensa la influencia del tamaño del elemento.

A pesar de ello, tiene como inconveniente que la ley tensión-deformación sigue siendo dependiente de la longitud del elemento.

Aunque se alcanza la regularización, el comportamiento local en la zona fisurada continua sin ser resuelto mediante esta metodología, ya que la localización se produce dentro de un elemento, dando lugar a que sea dependiente a la discretización realizada, incluso si globalmente el comportamiento es correcto debido a la modificación de la ley de ablandamiento según el tamaño de la malla.

Como solución a este fenómeno se aplican metodologías “no locales”, donde se añade un parámetro que se asocia a la heterogeneidad. Dando lugar a que las tensiones/deformaciones de un elemento que se encuentre fisurado afecte a los elementos de su entorno y viceversa. Esto genera una reducción de los picos de deformación, aunque se produce un ablandamiento en los elementos vecinos donde no se predecían en principio la fisuración.

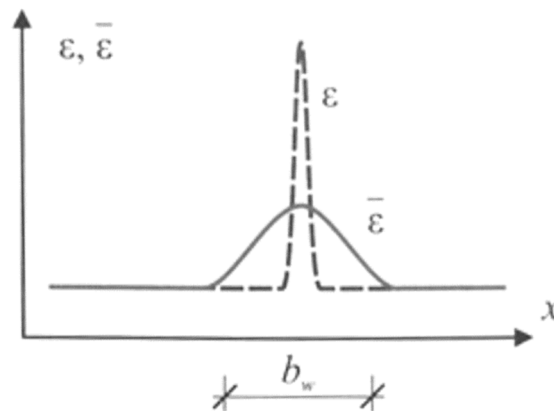


Fig. 31: Modelo de deformación uniaxial no-local

Los modelos no-locales, son capaces de evitar la dependencia de la discretización en la localización, aunque requieren un mallado muy fino, con elementos incluso menores al ancho de la banda fisurada, dando lugar a un gran coste computacional.

Las formas integrales o diferenciales no-locales pueden aplicarse a otras variables internas asociadas a los estados de deformaciones como podría ser el daño. Así, los modelos de gradiente de daño, que pueden extenderse también a estados multiaxiales, relacionan el daño en un punto con la variación de este con respecto a los elementos vecinos.

3.1.3 Combined Cracking-Shearing-Crushing

Este modelo se trata de un modelo de interfaces que permite tener en cuenta el mortero y ladrillo como materiales con propiedades diferentes, de esta manera considerando delaminación y deslizamiento entre los ladrillos.

Normalmente para la modelización de los ladrillos se usa un material con propiedades elástico lineal, mientras que para el mortero se utilizan elementos interfaz con un comportamiento no lineal descrito por el modelo Combined Cracking-Shearing-Crushing desarrollado por Loureco [41] y Rots [13], y Van Zijl [14] (véase la Fig. 32).

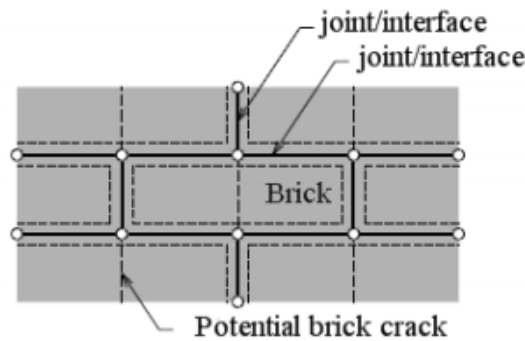


Fig. 32: Modelo de muro de mampostería discreto simplificado [41]

Existen casos donde, además, se justifica la modelización del mortero como un elemento continuo donde existe un elemento interfaz entre el ladrillo y el mortero que permite capturar físicamente la interacción entre el ladrillo y el mortero (véase la Fig. 33).

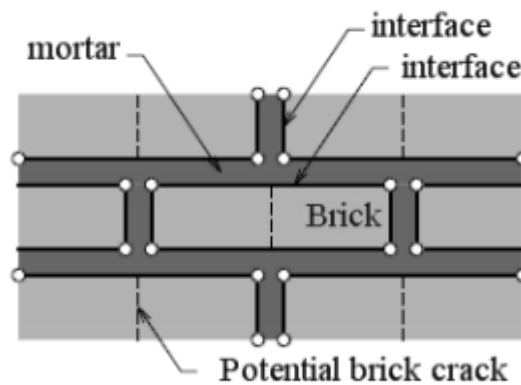


Fig. 33: Modelo de muro de mampostería discreto simplificado [41]

La precisión del modelo micromecánico permite la reproducción de resultados experimentales teniendo en cuenta todos los mecanismos de fallo de los muros de mampostería de adobe en torno a las juntas débiles entre los ladrillos donde se estudia el comportamiento no lineal, mientras que se asume un comportamiento elástico lineal en las unidades de ladrillos de adobe o incluso se analiza los ladrillos con un modelo de material de grieta difusa.

Este modelo de comportamiento basado en la consideración de juntas de mortero por medio de elementos interfaz, utiliza parámetros relacionados con la energía de fractura en compresión, tracción y cizalladura. A continuación, se muestra en la siguiente figura los mecanismos de fallo en muros de mampostería, Fig. 34:

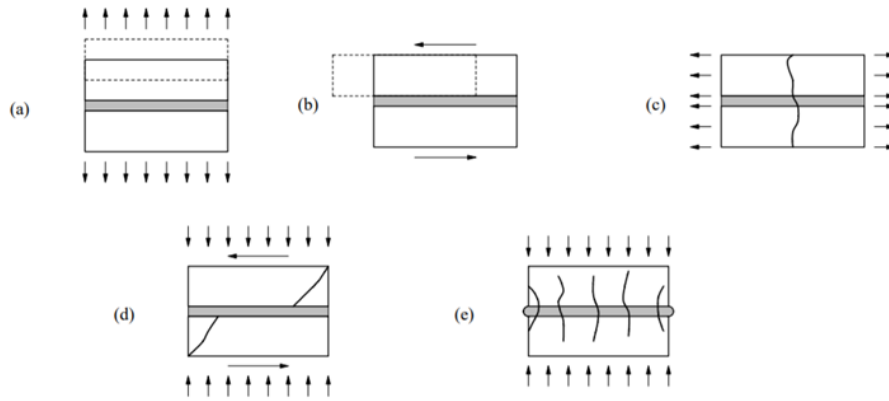


Fig. 34: (a)-Fallo a tracción de la junta; (b) Deslizamiento en la junta; (c) Fallo por fisuración en ladrillo a tracción; (d) Fallo por fisuración en tracción diagonal en ladrillo; (e) Fallo por aplastamiento [41]

Este modelo propuesto por Lourenco [41] y Rots [13] en 1997, se basa en la consideración de Plasticidad multi-superficie, en el modelo de fricción de Coulomb a compresión combinado con el criterio de fallo de Mohr-Coulomb y el modelo cap elipsoidal para la compresión.

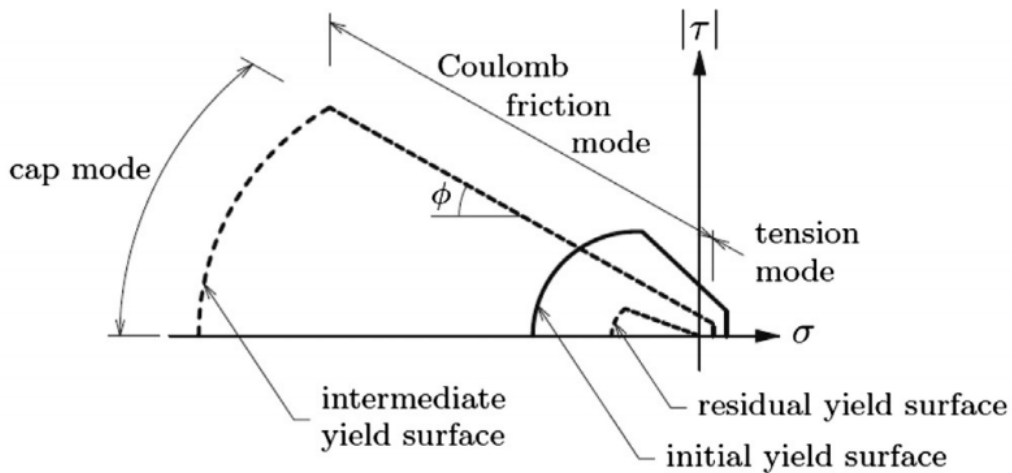


Fig. 35: Modelo "Two-dimensional interface" propuesto por Lourenco y Rots (1997) [13]

Este modelo requiere elementos interfaces de espesor cero en torno a la unidades de los ladrillos, las superficies que conforman este modelo de comportamiento son tres: la primera superficie se encuentra relacionada con el Modo I y valida el fallo tracción-cizalladura, la segunda superficie está asociada al Modo II, que considera un modelo lineal de Mohr-Coulomb en compresión-cizalladura, y la tercera superficie, se encuentra asociada al fallo de compresión mediante un modelo elipsoidal cap.

Para el Modo I, la resistencia a tracción tiene un ablandamiento exponencial considerando la plasticidad en las deformaciones plásticas, expresión (20):

$$f_1 = \sigma - \sigma_t \quad (20)$$

Donde:

- f_1 Función de fluencia en el modo a tracción.
- σ Tensiones normales.
- σ_t Resistencia a tracción de la junta.

En el Modo II, la cohesión tiene un ablandamiento exponencial mientras que el valor inicial del ángulo de fricción se va reduciendo en el proceso de carga hasta alcanzar un valor residual. Este modo no está relacionado con la función de plasticidad g , y considerando el ángulo de dilatación diferente a cero con la hipótesis de deformaciones plásticas, expresiones (21) y (22):

$$f_2 = |\tau| - \sigma_t \cdot \Phi - c \quad (21)$$

$$g = |\tau| - \sigma_t \cdot \Psi - c \quad (22)$$

Donde:

- f_2 Función de fluencia en el modo Mohr-Coulomb.
- Φ Tangente del ángulo de fricción.
- c Cohesión de la junta.
- Ψ Tangente del ángulo de dilatación variable.
- τ Tensiones tangenciales.

Por último, para el Modo III, la siguiente expresión muestra la función para el modo cap:

$$f_3 = \sigma^2 + C_s \cdot \tau^2 - \sigma_c^2 \quad (23)$$

Siendo:

- f_3 Función de fluencia en el modo cap.
- C_s Parámetro de control de la distribución de la cizalladura.
- σ_c Resistencia a compresión de la junta.

3.2 Modelos constitutivos del material

En este capítulo se procede a la descripción avanzada de la modelización material por medio del Método de los Elementos Finitos para los muros de mampostería de adobe. Se realiza una revisión de los marcos constitutivos disponibles para la modelización de sólidos continuos y su aplicación a la modelización de materiales para el análisis y simulación de los ensayos de compresión simple y diagonal.

3.2.1 Enfoque del problema a partir de elasticidad no-lineal

Los muros de mampostería de adobe poseen un comportamiento no lineal, el cual se aprecia en los resultados experimentales obtenidos, donde se puede observar curvas de ablandamiento post-pico, siendo uno de los principales objetivos de este proyecto obtener estas curvas por medio de la simulación numérica de los ensayos. En el trabajo presente, se asumirá un comportamiento isótropo del muro despreciando por tanto las no linealidades procedentes de las capas de mortero entre unidades de ladrillos.

Debido a que el adobe se trata de un material cuasi-frágil, se analizará con existencias de fisuras por medio del modelo constitutivo de grieta difusa, el cual fue desarrollado para el estudio del comportamiento del hormigón, aunque tiene validez para materiales cuasi-frágiles como el adobe. Este modelo permite diferenciar entre grieta fijas y grietas giratorias como ha sido descrito en el capítulo 3.1 de este documento.

Pudiéndose basar en la solución numérica de estos dos tipos de modelos de grietas, el análisis incremental de la rigidez tangente o en la rigidez secante de la carga total. Véase la siguiente figura:

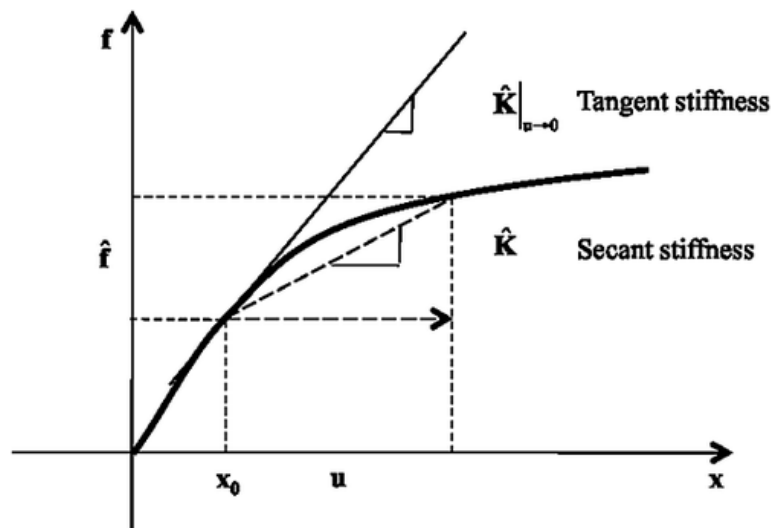


Fig. 36: Análisis incremental: rigidez tangente y rigidez secante.

En la Fig. 36 se aprecia un diagrama Fuerza-Desplazamiento, donde aparecen tanto el análisis incremental de la rigidez tangente como el de rigidez secante, ambos son procesos resolutivos que consisten en la aproximación a una solución exacta mediante la tangente o secante de la función continua en cualquier punto. Se trata de un método de convergencia iterativo, es decir, en el que a medida que aumenta el incremento de carga y el número de iteraciones, en caso de convergencia, el residuo, que es la discrepancia entre la solución y la aproximación, se reduce hasta considerar por bueno el resultado y, por lo tanto, asumiendo un error.

A continuación, se desarrolla la formulación básica para el modelo de grieta difusa giratoria usando el análisis mediante rigidez secante.

Considérese un elemento de dimensiones unitarias sometido a una condición de tensión plana σ . La respuesta constitutiva del elemento es:

$$\sigma = D \cdot \varepsilon \quad (24)$$

donde σ y ε son el tensor de tensiones total y el tensor de deformaciones total en su forma vectorial, y D es la matriz de rigidez secante compuesta del material.

$$\sigma = (\sigma_x \sigma_y \tau_{xy})^T; \quad \varepsilon = (\varepsilon_x \varepsilon_y \tau_{xy})^T \quad (25)$$

Con anterioridad a la fisuración, en estados de bajo confinamiento, el adobe puede representarse de manera suficientemente aproximada como material isótropo. Así, la rigidez del adobe queda definida por:

$$D_a = \frac{E_a}{1-\nu^2} \cdot \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \quad (26)$$

Siendo E_a el módulo de elasticidad inicial y ν el coeficiente de Poisson.

Tras la fisuración, el elemento comienza a comportarse como un material ortótropo, con las direcciones de ortotropía alineadas con la dirección de la grieta. La matriz rigidez del material debe evaluarse de forma acorde, es decir, en primer lugar, referida a los ejes principales de tensión (definidos por un ángulo θ , perpendicular a la dirección de la grieta) y transformados posteriormente de vuelta al sistema de ejes de referencia por medio de la matriz de rotación T . La matriz por tanto se evalúa como:

$$D_a = T^T \cdot \bar{D} \cdot T \quad (27)$$

donde T es la matriz de rotación mencionada, y la matriz de rigidez \bar{D} del adobe se evalúa como:

$$\bar{D} = \begin{bmatrix} \bar{E}_1 & 0 & 0 \\ 0 & \bar{E}_2 & 0 \\ 0 & 0 & \bar{G} \end{bmatrix} \quad (28)$$

Siendo \bar{E}_1 y \bar{E}_2 los módulos secantes efectivos para el adobe en las direcciones principales de tracción y compresión respectivamente, y \bar{G} el módulo de rigidez transversal efectivo secante. Debe destacarse la ausencia de términos fuera de la diagonal, implicando que el coeficiente de Poisson se ignora en los estados post-fisuración. Estos términos pueden incluirse en una formulación con más detalle que se describe posteriormente en este capítulo. Los módulos secantes efectivos pueden evaluarse como:

$$f_1 = \bar{E}_1 \cdot \varepsilon_1; \quad f_2 = \bar{E}_2 \cdot \varepsilon_2; \quad \bar{G} = \frac{\bar{E}_1 \cdot \bar{E}_2}{\bar{E}_1 + \bar{E}_2} \quad (29)$$

Donde f_1 y f_2 son las tensiones principales de tracción y compresión del adobe respectivamente, evaluadas para las deformaciones principales de alargamiento y acortamiento ϵ_1 y ϵ_2 . Los modelos para calcular las tensiones principales de tracción pueden incluir los efectos del ablandamiento en tensiones y otros mecanismos relevantes (como por ejemplo las condiciones locales en el entorno de la grieta). Los modelos empleados para calcular la tensión principal de compresión comprenderán normalmente el ablandamiento en compresión y los efectos del confinamiento lateral. Cabe destacar que la naturaleza de dichos modelos comentados depende de la elección del tipo de grieta fija o giratoria.

La precisión y el rango de aplicación de esta formulación básica puede expandirse considerablemente al introducir reglas para modelizar deformaciones aparentes elásticas y plásticas.

La formulación general usada es la descomposición previa, para cada material, de las deformaciones totales en aparentes elásticas o plásticas y netas elásticas. Así, para un material cuasifrágil como el adobe, se tiene que:

$$\epsilon = \epsilon_a + \epsilon_a^0 + \epsilon_a^p \quad (30)$$

donde ϵ es la deformación total, ϵ_a es la componente elástica neta, ϵ_a^0 la deformación aparente elástica (debida a retracción, efectos térmicos, etc.) y ϵ_a^p es la deformación aparente plástica (debida al daño, etc.).

Las deformaciones elásticas netas ϵ_a son aquellas que deben entrar en la relación constitutiva del adobe a la hora de obtener las tensiones en el adobe, y por tanto al evaluar los módulos secantes efectivos.

En términos generales, las tensiones en cada uno de los materiales del componente pueden evaluarse como:

$$\sigma = D \cdot (\epsilon - \epsilon_a^0 - \epsilon_a^p) \quad (31)$$

Para esta formulación básica se requiere un procedimiento de resolución iterativo. Una estimación inicial del módulo secante del material ha de hacerse en primer lugar de modo que se pueda ensamblar la matriz de rigidez del material. Para un estado tensional en un elemento dado, se obtienen las deformaciones totales y elásticas netas. A partir de estas deformaciones elásticas netas, se recalculan los módulos secantes del material, repitiéndose el proceso hasta que los módulos secantes convergen, es decir, se reduce el residuo a entre la aproximación y la solución exacta con el incremento de iteraciones. Esta manera de abordar el problema puede aplicarse a estados post-pico de tensión-deformación con la misma estabilidad numérica que los estados pre-pico.

3.2.2 Considerando la plasticidad

Al igual que ocurre con el hormigón, en los muros de adobe se aprecia al descargar, deformaciones remanentes en el estado libre de descargas.

La teoría del flujo plástico es una extensión del trabajo clásico de Tresca (1868), Saint-Venant (1879), Lévy (1870) y von Mises (1913). Siendo sus parámetros principales la condición de fluencia, la regla de flujo y la de endurecimiento. Pudiéndose definir la deformación total como la superposición de la parte elástica con la plástica.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_e + \boldsymbol{\varepsilon}_p \quad (32)$$

A partir de la ley tensión-deformación para la parte elástica:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}_e \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_e \quad (33)$$

La función de fluencia, define el dominio elástico en el espacio de tensiones limitado por la superficie de fluencia, y depende de la variable de endurecimiento \mathbf{q} :

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) \leq 0 \quad (34)$$

La regla de flujo, determina la dirección de la deformación plástica, donde λ es el multiplicador plástico, es decir, determina la cantidad de deformación plástica, y \mathbf{g} se trata de una función que especifica la dirección del flujo plástico. Viniendo dada la regla del flujo por:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_p = \dot{\lambda} \cdot \mathbf{g}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) \quad (35)$$

Respecto a la ley de endurecimiento, consiste de dos partes: por un lado, definición de variables de endurecimiento, en su forma general de ecuaciones de velocidad $\dot{\kappa}$ y por otro lado, la dependencia de los parámetros que aparecen en las Ec. (34) y (35) en las variables de endurecimiento \mathbf{q} .

$$\dot{\kappa} = \dot{\lambda} \cdot k(\boldsymbol{\sigma}, \kappa) \quad (36)$$

$$\mathbf{q} = \mathbf{h}(\kappa) \quad (37)$$

Donde tenemos que en las expresiones (32) a (36), la matriz de componentes ingenieriles $\boldsymbol{\varepsilon}$, es la deformación en la forma vectorial, $\boldsymbol{\varepsilon}_e$ y $\boldsymbol{\varepsilon}_p$ son las deformaciones elásticas y plásticas, el tensor de tensiones es $\boldsymbol{\sigma}$ en su forma vectorial, la matriz de rigidez del material elástico es \mathbf{D}_e , la función de fluencia es f , la función que especifica la dirección del flujo plástico \mathbf{g} y la tasa de variación del multiplicador plástico $\dot{\lambda}$. Cabe destacar que la formulación es independiente de la velocidad de deformación, además, las variaciones con respecto al tiempo no poseen el significado físico de tiempo real, representado más bien, un parámetro de evolución de la carga.

La función de fluencia muestra el dominio elástico en el espacio de tensiones, limitado por la superficie de fluencia. Considerando todos los estados donde $f < 0$ elásticos, en los que los $f = 0$ plásticos, y en los cuales no es posible que tenga lugar un estado para $f > 0$.

A medida que las variables en \mathbf{q} aumentan, la superficie de fluencia varía, pudiendo extenderse, contraerse, desplazarse o modificar su forma. Para que el flujo plástico tenga lugar el estado actual deber ser plástico, quedando la siguiente expresión:

$$\dot{\lambda} \cdot \mathbf{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = 0 \quad (38)$$

En caso de que el material se encuentre en un estado elástico, $\mathbf{f} < 0$ y $\dot{\lambda} = 0$, la deformación plástica y las variables de endurecimiento se mantienen constantes. Para un estado plástico $\mathbf{f} = 0$ y sin especificar restricción a la evolución del multiplicador plástico $\dot{\lambda}$, únicamente que será positiva dado que \mathbf{g} especifica la dirección de la evolución, por lo que, $\dot{\lambda} > 0$. Uniendo estas expresiones, se alcanza las condiciones de carga y descarga en la llamada forma Kuhn-Tucker:

$$\mathbf{f} \leq 0 \quad \dot{\lambda} \geq 0 \quad \dot{\lambda} \cdot \mathbf{f} = 0 \quad (39)$$

Para el flujo plástico, la función de fluencia permanecerá nula, como ocurre con su velocidad de variación. Dando lugar a que:

$$\dot{\lambda} \cdot \dot{\mathbf{f}} = 0 \quad (40)$$

Partiendo de las condiciones descritas, se formulará la ley elastoplástica tensión-deformación en su forma variacional:

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{D}_e \cdot (\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\lambda} \cdot \mathbf{g}) \quad (41)$$

$$\dot{q} = \frac{\partial h}{\partial \kappa} \cdot \dot{\kappa} = \dot{\lambda} \cdot \frac{\partial h}{\partial \kappa} \cdot \mathbf{k} \quad (42)$$

$$\dot{\lambda} = \frac{\mathbf{f}_\sigma^T \cdot \mathbf{D}_e \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}}{\mathbf{f}_\sigma^T \cdot \mathbf{D}_e \cdot \mathbf{g} - \mathbf{f}_q^T \cdot \mathbf{H} \cdot \mathbf{k}} \quad (43)$$

$$\mathbf{f}_\sigma = \frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}, \mathbf{f}_q = \frac{\partial \mathbf{f}}{\partial q}, \mathbf{H} = \frac{\partial h}{\partial \kappa} \quad (44)$$

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \left(\mathbf{D}_e - \frac{\mathbf{D}_e \cdot \mathbf{g} \cdot \mathbf{f}_\sigma^T \cdot \mathbf{D}_e}{\mathbf{f}_\sigma^T \cdot \mathbf{D}_e \cdot \mathbf{g} - \mathbf{f}_q^T \cdot \mathbf{H} \cdot \mathbf{k}} \right) \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (45)$$

La matriz entre paréntesis de la ecuación (45) es la matriz de rigidez elasto-plástica. Para el caso de que $\mathbf{g} = \mathbf{f}_\sigma$, la matriz es simétrica y el flujo se denomina asociado. Pudiendo quedar expresada la regla del flujo como:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p = \dot{\lambda} \cdot \frac{\partial \mathbf{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (46)$$

También, denominada como la regla de normalidad ya que $\frac{\partial f}{\partial \sigma}$ es perpendicular a la superficie de fluencia.

Para materiales en los que el comportamiento plástico es sensible a la presión, y a su vez, a la parte volumétrica del tensor de tensiones, tales como el hormigón, la roca o el adobe, se debe incluir en el criterio de fallo el primer invariante de tensiones.

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (47)$$

A partir del cual es posible definir el tensor volumétrico o hidrostático:

$$\sigma_v = \frac{I_1}{3} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (48)$$

Incluyendo en el criterio de Von Mises, el endurecimiento cinemático y la dependencia de la tensión volumétrica, se obtiene el criterio de Drucker-Prager:

$$f(\sigma, \tau_0) \equiv \alpha \cdot I_1(\sigma) + \sqrt{J_2(\sigma)} - \tau_0 \leq 0 \quad (49)$$

Donde J_2 es el segundo invariante del desviador:

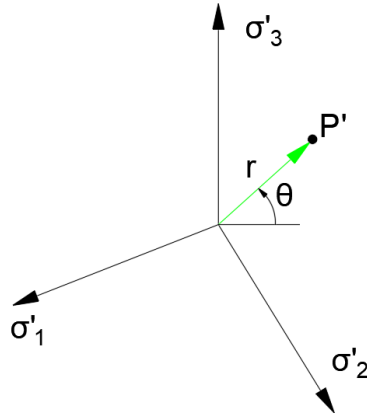
$$J_2 = \frac{1}{6} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (50)$$

En caso de que el coeficiente α sea constante, la superficie de fluencia pasará a tener forma cónica. Las medidas experimentales en el hormigón, y asumiéndolas para nuestro caso, el adobe, indican que las generatrices curvas, y que las directrices poseen forma de triángulo redondeado. El redondeo va desde una figura casi triangular para tracción con bajo nivel de compresión hidrostática a unas secciones casi circulares para grandes compresiones hidrostáticas. Al no ser la sección desviadora circular, la función de fluencia debe depender del tercer invariante de tensiones J_3 , el cual puede ser expresado por el ángulo de Lode, θ :

$$J_3 = [(\sigma_1 - \sigma_v) \cdot (\sigma_2 - \sigma_v) \cdot (\sigma_3 - \sigma_v)] \quad (51)$$

$$\cos 3\theta = \frac{3\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{J_3}{J_2^{3/2}} \quad (52)$$

Gráficamente el ángulo de Lode (tercer invariante), puede ser expresado como el ángulo que forma con la horizontal la proyección del punto P en el plano π , donde “r” es la distancia desde el origen, existiendo un único estado de triaxialidad:

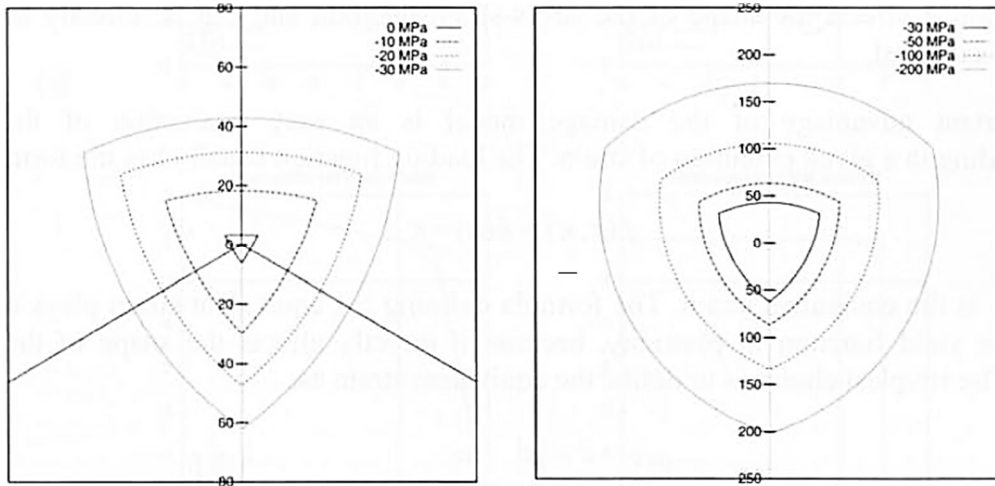

 Fig. 37: Definición gráfica del ángulo de Lode, θ

Quedando expresado el criterio de fallo de manera generalizada como:

$$f(I_1, J_2, \theta) = c_1 \cdot I_1 + c_2 \cdot r(\theta) \cdot \sqrt{J_2} + c_3 \cdot J_2 - 1 = 0 \quad (53)$$

donde c_1 , c_2 y c_3 son parámetros materiales y la función $r(\theta)$ es una función del ángulo de Lode que viene controlada por el redondeo de las secciones desviadoras.

Los criterios de Ottosen (1977), William y Warnke (1974) o Menetrey y William (1995) presentan un criterio de fallo en función de este ángulo.


 Fig. 38: Criterio de Ottosen. Secciones desviadoras de la superficie de fluencia
(a) baja presión hidrostática y (b) alta presión hidrostática

Las reglas de flujo asociado predicen de forma incorrecta los cambios plásticos de volumen en materiales con mecanismos friccionales como el hormigón o el adobe, debiendo ser reemplazadas por reglas de flujo no asociado, expresadas como:

$$\dot{\varepsilon}_p = \dot{\lambda} \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma} \quad (54)$$

donde g es el potencial plástico, esta función denominada potencial plástico general define una serie de superficies equipotenciales en las que la deformación plástica siempre crece en la dirección normal a la superficie en la que se encuentra en el estado actual. En el criterio de Drucker-Prager, se puede derivar un potencial plástico quedando definido como:

$$g(I_1, J_2) = \alpha_\psi \cdot I_1 + \sqrt{J_2} \quad (55)$$

En la que α_ψ es el coeficiente de dilatancia.

Concluyendo con el apartado del modelo de plasticidad, se puede afirmar que la mayor complejidad en estos modelos son la descripción del ablandamiento y endurecimiento. En el modelo de comportamiento material utilizado para el estudio de los muretes de adobe, es decir, el modelo de grieta difusa, se tiene en consideración esta formulación de plasticidad para la etapa de ablandamiento post-pico, donde las deformaciones totales están formadas por la superposición de las deformaciones de la parte del material no fisurado más la contribución de la parte fisurada. Durante el proceso de descarga, el modelo de comportamiento utilizado no considerará deformaciones remanentes.

3.2.3 Mecánica del daño continuo

Este capítulo se centrará en la estructura de un modelo típico basado en la mecánica del daño, siendo el caso más sencillo el modelo de daño isotrópico con un parámetro escalar. Se expresa la relación tensión-deformación como:

$$\sigma = (1 - \omega) \cdot D_e \cdot \varepsilon \quad (56)$$

Donde ω se define como el parámetro escalar de daño, el cual comenzará siendo cero, mientras durante la respuesta elástica, a medida que el material se deforme, nacerán y se propagarán microgrietas disminuyendo la rigidez, quedando reflejado en un crecimiento de este parámetro de daño. Esta relación de la Eq. (56) da lugar a una degradación isotrópica, lo que supone que módulos de rigidez disminuyen proporcionalmente en cada dirección, con independencia a la dirección de la carga.

Como ocurría con la plasticidad, a continuación, se define una función encargada de separar el dominio elástico de los estados para los que el daño aumenta. Para la teoría del daño se trabaja normalmente en el campo de las deformaciones. Expresado en la forma Kuhn-Tucker:

$$f(\varepsilon, \kappa) \leq 0, \quad \dot{\kappa} \geq 0 \quad \dot{\kappa} f(\varepsilon, \kappa) = 0. \quad (57)$$

Una de las principales ventajas del modelo de daño es que el estado tensional se relaciona directamente con la evolución de la deformación. Quedando expresada la función de carga como:

$$f(\varepsilon, \kappa) = \tilde{\varepsilon}(\varepsilon) - \kappa \quad (58)$$

Donde se tiene que $\tilde{\varepsilon}$ es la deformación equivalente, en la que en su forma más simple tiene un valor de $\tilde{\varepsilon} = |\varepsilon|$. Para cada definición que se realiza de esta deformación resulta en una forma diferente del dominio elástico en el campo de deformaciones. Para el adobe, el cual tiene un comportamiento muy diferente en tracción y compresión, como también ocurre con el hormigón, es necesario ajustar el parámetro de deformación equivalente.

Las microgrietas aumentan generalmente cuando el material se estira, por lo que es natural considerar solo las deformaciones normales positivas, y asumir que no se tendrá en consideración las negativas, dando lugar a que $\tilde{\varepsilon} = |\langle \varepsilon \rangle|$, donde los corchetes de McAuley $\langle \rangle$ se refieren a la parte positiva de ε . Suponiendo un modelo que usara el criterio de Rankine de la tensión principal máxima, la definición de la deformación equivalente quedaría como:

$$\tilde{\varepsilon} = \frac{1}{E} \max_{i=1,2,3} \langle D_e \varepsilon \rangle_i \quad (59)$$

Otra de las ventajas de los modelos de daño es que el algoritmo de evaluación de tensiones es por lo general explícito, por lo que no existe necesidad de un procedimiento de resolución iterativo. Para una función de carga de la forma de la expresión (58), la variable κ tiene el significado del máximo valor de la deformación equivalente a lo largo de todos los estados existentes hasta llegar al actual. En caso de deformación impuesta, la tensión correspondiente se calcula evaluando el valor final de la deformación equivalente, actualizando el

máximo valor que se hubiera alcanzado con los incrementos hasta dicha deformación, y para el parámetro de daño, reduciendo la tensión efectiva de acuerdo con la expresión (56).

La formulación descrita en este apartado pretende explicar algunos de los aspectos generales del enfoque en los que se basa la mecánica del daño.

En el modelo de comportamiento material de grieta difusa utilizado para el estudio de los muretes de adobe se tiene en consideración la formulación de la mecánica del daño. En el presente capítulo el desarrollo del daño continuo ha sido realizado en su caso más sencillo: daño isotrópico con un único parámetro escalar. Sin embargo, el modelo de daño continuo implementado viene dado por un parámetro vectorial de 6 componentes, el cual refleja la pérdida de rigidez con la deformación, la iniciación y propagación de los microdefectos.

3.2.4 Modelos de grieta difusa

La aparición de macrogrietas debido a la fisuración hace que exista una descarga total de tensiones, y este fenómeno a su vez un estado discontinuo en el campo de desplazamiento, y, por lo tanto, induce a problemas durante la resolución del problema por medio de elementos finitos convencionales.

El modelo de grieta difusa considera las deformaciones totales como la suma, por un lado, de la deformación de la parte del material fisurado (ϵ_c) y por otro lado de la parte del material sin fisurar (ϵ_e).

De esta manera, el comienzo de la grieta tiene lugar cuando un estado tensional es alcanzado en una determinada superficie fallo. A partir del criterio de fallo de Rankine, el plano de grieta será normal a la dirección de la tensión principal máxima. Si se toma un sistema local de coordenadas donde se define que la dirección normal a la grieta es el eje “**n**”, mientras que el plano de la grieta se define por medio de los ejes “**m**” y “**l**”. Se tiene que las deformaciones por fisuración que aparecen son las deformaciones normales al plano de grieta, en las que se produce la apertura de la fisura, y por otro lado en el deslizamiento, en el plano de la grieta.

Transformando a coordenadas globales queda la siguiente expresión:

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{11}^c \\ \epsilon_{22}^c \\ \epsilon_{33}^c \\ \gamma_{23}^c \\ \gamma_{13}^c \\ \gamma_{12}^c \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} n_1^2 & n_1 m_1 & n_1 l_1 \\ n_2^2 & n_2 m_2 & n_2 l_2 \\ n_3^2 & n_3 m_3 & n_3 l_3 \\ 2n_2 n_3 & n_2 m_3 + m_2 n_3 & n_2 l_3 + n_2 l_3 \\ 2n_1 n_3 & n_1 m_3 + m_1 n_3 & n_1 l_3 + n_1 l_3 \\ 2n_1 n_2 & n_1 m_2 + m_1 n_2 & n_1 l_2 + n_1 l_2 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \epsilon_{nn}^c \\ \gamma_{nm}^c \\ \gamma_{nl}^c \end{Bmatrix} \quad (60)$$

Pudiendo expresarse en notación compacta como:

$$\epsilon_c = T \cdot e_c \quad (61)$$

Donde T es una matriz de rotación y e_c está directamente relacionada con la tracción que transmite la fisura $s = \{s_{nn}, s_{nm}, s_{nl}\}^T$, siendo s :

$$s = T^T \cdot \sigma \quad (62)$$

Estando relacionadas s y e_c por medio de los modelos de grieta cohesiva mediante la relación tracción-separación.

En los modelos iniciales de grieta difusa se consideraba una hipótesis que imponía que la tracción que transmite la grieta iba directamente a cero, esta asunción era dependiente del tamaño de malla utilizado en el modelo. Por lo que para tomar una energía de disipación correcta y evitar discontinuidades de tensiones erróneas, es necesario simular una pérdida de cohesión en la fisura gradualmente.

Si se parte de un Modo I de fractura, la tracción normal puede ser considerada como una función decreciente de la deformación normal de fisura, siendo dicha función, similar a la de un ensayo de tracción uniaxial:

$$s_{nn} = f(\epsilon_{nn}^c) \quad (63)$$

Esta ley de comportamiento descrita sería adecuada para un modelo de grieta giratoria, ya que la normal de fisura gira y siempre permanece alineada a la dirección de máxima deformación principal. Sin embargo, para el caso del modelo de grieta fija, la dirección de la grieta en el momento que se origina queda fijada, transmitiendo por tanto cortante y de esta manera un determinado deslizamiento de las caras de la grieta, dando lugar a las componentes tangenciales que aparecen en la deformación de fisuración.

Normalmente en los modelos de grieta fija, a partir de la deformación tangencial de fisuración se obtiene proporcionalmente la tracción tangencial, con un factor $\beta < 1$, este factor se denomina factor de retención de cortante y multiplica el módulo de cizalladura, G .

Se puede considerar poco realista este tipo de modelización, ya que una grieta modelizada de esta manera podría transmitir grandes tracciones tangenciales a pesar de encontrarse muy abierta la grieta en cuestión, por lo que en caso de considerar el factor de retención de cortante, se debería de elegir un valor bajo en torno a 1% para evitar efectos de bloqueo de tensiones y que los resultados numéricos lleven a error por una sobreestimación de la energía disipada y la resistencia residual del material fisurado.

Otra opción posible para evitar esto sería considerar un factor de retención de cortante β variable, el cual vaya reduciéndose a medida que la fisura se abre.

La relación tracción-deformación de fisuración se puede expresar manera incremental:

$$\dot{s} = \hat{D}_c \cdot \dot{e}_c \quad (64)$$

$$\dot{\sigma} = D_e \cdot \dot{\epsilon}_e = D_e \cdot (\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_c) = D_e \cdot (\dot{\epsilon} - T \cdot \dot{e}_c) \quad (65)$$

A continuación, se sustituye obteniendo el vector de velocidad de deformación de fisuración:

$$\dot{e}_c = (T^T \cdot D_e \cdot T + \hat{D}_c)^{-1} \cdot T^T \cdot D_e \cdot \dot{\epsilon} \quad (66)$$

Por último, se tiene que la forma variacional de la tensión queda:

$$\dot{\sigma} = D \cdot \dot{\epsilon} \quad (67)$$

Donde D , la matriz de rigidez:

$$D = D_e - D_e \cdot T \cdot (\hat{D}_e + \hat{D}_c)^{-1} \cdot T^T \cdot D_e \quad (68)$$

Teniendo que:

$$\hat{D}_e = T^T \cdot D_e \cdot T \quad (69)$$

Considerando propiedades isotropas del material se tiene que:

$$\hat{D}_e = \frac{E_c}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & 0 & 0 \\ \nu & (1-2\nu)/2 & 0 \\ 0 & 0 & (1-2\nu)/2 \end{bmatrix} \quad (70)$$

Si las leyes de fisuración y sus componentes tangenciales y normales están desacopladas, la matriz de rigidez del material fisurado \hat{D}_c será también diagonal, dando lugar a que la inversa será directa para la matriz $(\hat{D}_e + \hat{D}_c)^{-1}$.

La asunción de que la grieta es monótonica creciente ha sido aceptada hasta el momento, aunque es posible que durante un proceso de descarga esta comienza a cerrarse, y, por tanto, la rigidez tangente deba adaptarse a este nuevo estado.

Una opción de asumir un estado de descarga sería volver al punto de origen, véase Fig. 39, eliminando la deformación por fisuración cuando finaliza la descarga.

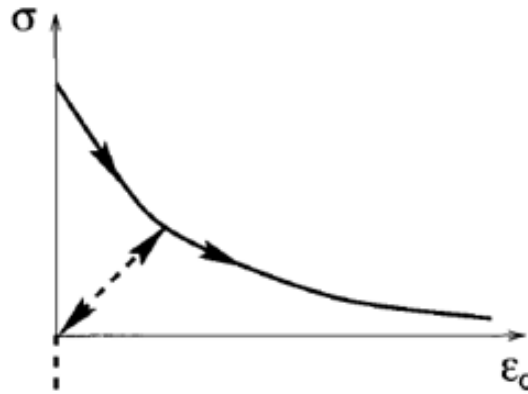


Fig. 39: Ley de fisuración de descarga al origen.

Sin embargo, el modelo con una ley de fisuración con deformación permanente es más realista, véase Fig. 40, en la simulación la diferencia entre ambos modelos es pequeña.

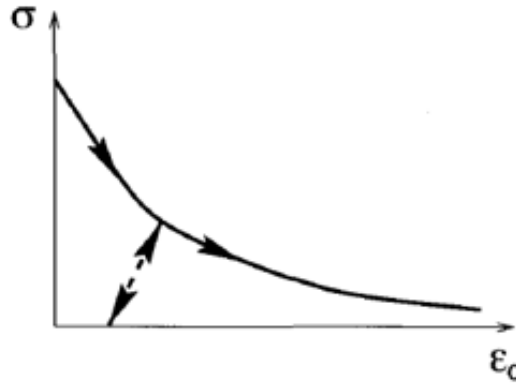


Fig. 40: Ley de fisuración con deformación permanente.

Si la tensión normal pasa de tracción a compresión la grieta se cierra totalmente bloqueándose y recuperando la rigidez inicial del material. La deformación de fisuración debe ser positiva ya que en caso contrario supondría que las caras de la grieta se atraviesan.

En estado de compresión la respuesta del material continua en la rama elástica, en caso de volver a entrar en un estado de tracción, la grieta comenzará a abrir de nuevo, pero en este caso con una rigidez secante, avanzando por la relación tracción-deformación de fisuración.

El planteamiento expuesto puede ser extrapolable a un caso donde coexistan un número de n grietas con distintas orientaciones dentro de los elementos de la malla, existiendo 2^n ramas de descargas posibles, siendo por tanto dificultoso la elección de la rama adecuada. Además, de la dificultad de escoger el criterio de iniciación adecuado, ya que, trabajando con el criterio de tensión principal, las normales entre grietas pueden llegar a ser semejantes. Por lo que sería necesario introducir criterios que controles nuevos parámetros tales como el ángulo entre las fisuras existentes y las nuevas que aparecen.

En cambio, el modelo de grieta giratoria si es capaz de considerar las grietas existentes y sus diversas orientaciones ya que cada grieta se orienta independientemente en cada caso de carga la normal a la dirección de la máxima deformación principal, a diferencia del modelo de grieta fija, y, por lo tanto, no aparecerán dentro de la formulación ni tracciones tangenciales ni deformaciones de fisuración tangencial. Simplificando de esta manera en el modelo de grieta giratoria la ley de fisuración, debido a que solo existe componentes normales en la relación tracción-deformación de fisuración. A pesar de ello, uno de los factores a tener en cuenta es que la matriz de transformación \mathbf{T} variará, por lo que ϵ_c quedaría como:

$$\dot{\epsilon}_c = \dot{\mathbf{T}} \cdot \mathbf{e}_c + \mathbf{T} \cdot \dot{\mathbf{e}}_c \quad (71)$$

Derivando la matriz de rigidez tangente se tiene que:

$$\bar{\mathbf{D}} = \begin{bmatrix} (\tilde{\mathbf{C}}_c + \tilde{\mathbf{C}}_e)^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \tilde{\mathbf{D}}_s \end{bmatrix} \quad (72)$$

Donde $\tilde{\mathbf{C}}_c$ corresponde a la matriz diagonal de flexibilidad de fisuración, con las 3 componentes ortogonales de las grietas, en caso que en una de las direcciones principales no se esté agrietando su valor será 0. Por último, se tiene la matriz de flexibilidad elástica $\tilde{\mathbf{C}}_e$:

$$\tilde{\mathbf{C}}_e = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu \\ -\nu & 1 & -\nu \\ -\nu & -\nu & 1 \end{bmatrix} \quad (73)$$

4 Descripción de la modelización numérica y propiedades del material

En el presente capítulo se dispone a presentar las propiedades del material elegidas, así como las condiciones de contorno y asunciones realizadas a la hora de la modelización numérica de los ensayos de compresión simple y diagonal sobre muros de mampostería de adobe. En el capítulo 5.1, se discutirán los valores escogidos para los modelos numéricos de compresión simple y compresión oblicua.

La modelización se lleva a cabo por medio del software de cálculo numérico Midas FEA desarrollado por Midas IT y TNO Diana.

4.1 Propiedades introducidas en los modelos materiales y metodología de análisis

Respecto a los materiales utilizados, para el acero de la viga inferior, donde se apoya el muro de mampostería de adobe, y para la viga superior, encargada de distribuir la carga del desplazamiento impuesto del actuador, el modelo material escogido ha sido isótropo, con un comportamiento elástico lineal, quedando este definido por su módulo de Young, coeficiente de Poisson y densidad.

Módulo de Young (MPa)	Coeficiente de Poisson (-)	Módulo de Cizalladura (MPa)	Peso específico (N/cm ³)
210000	0.3	246.92	8.077

Mientras que para el muro de adobe se ha escogido el modelo de comportamiento material de grieta difusa (Total Strain Crack), descrito en el apartado 3.1.1 de este documento.

Además del módulo de Young, coeficiente de Poisson y su peso específico, los parámetros necesarios a introducir en este modelo constitutivo son: el modelo de grieta (grieta fija o rotativa), el tipo de rigidez (tangente o secante), ley de comportamiento a tracción, compresión y cortadura. A continuación, se muestran los inputs definidos en el modelo numérico.

Módulo de Young (MPa)	Coeficiente de Poisson (-)	Módulo de Cizalladura (MPa)	Peso específico (N/cm ³)
642	0.3	246.92	0.01647

Modelo de grieta	Rigidez	Función en tracción	Función en compresión	Función a cortante
Rotativa	Secante	Exponencial	Multilineal(Sigma-Epsilon)	G constante

El valor del módulo de Young de 642 MPa, se trata del estimador secante del primer tramo ($E_{1/3}$) de la campaña experimental de los muretes ensayados compresión simple [31]. Para el coeficiente de Poisson, el valor escogido tras el análisis de sensibilidad realizado en capítulo 5.1, donde se tuvo en consideración los bajos valores experimentales (0.05-0.15), el valor escogido por Miccoli [17] y el sentido físico de este parámetro, seleccionándose finalmente un valor de 0.3. El valor del módulo de cizalladura es obtenido a partir de la expresión (74).

En el capítulo 5.1 de este documento se realiza un análisis de sensibilidad donde se estudia la influencia de los distintos parámetros que intervienen en la ley de comportamiento del material, el estudio tiene lugar a partir de rangos de valores para cada una de las variables, en búsqueda de obtener un comportamiento numérico razonablemente similar al experimental.

Para la ley de comportamiento a compresión, se ha introducido una función por puntos cuyos valores son la media de los resultados realizados sobre 6 muretes de adobe en el ensayo de compresión uniaxial.

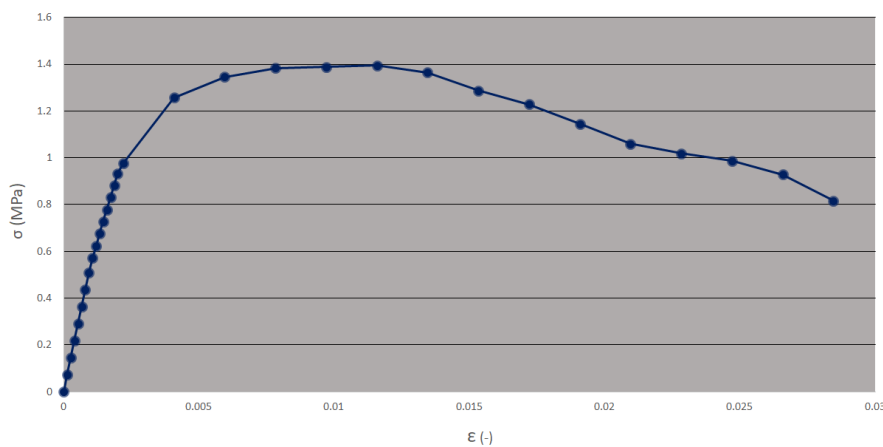


Fig. 41: Función por puntos valores obtenidos ensayo a compresión simple.

En la Fig. 41 se observa la ley de comportamiento a compresión, la cual es la media real de los resultados obtenido en los ensayos, en la que se aprecia una primera fase elástica lineal, con un posterior endurecimiento para unos valores de tracción en torno a 1 MPa hasta llegar a la resistencia a compresión máxima de 1.4 MPa, tras superar este pico continua un ablandamiento en tensiones post-pico donde ocurre un incremento de deformaciones hasta llegar al colapso de los muros ensayados.

La ley de comportamiento a tracción escogida para representar el comportamiento del muro de adobe se trata de una función exponencial, la cual permite considerar un comportamiento cuasi-frágil con un ablandamiento postpico como ocurre experimentalmente. Los valores que determinan esta función son la resistencia a tracción f_t , la energía de fractura G_f y la longitud característica del elemento h , siendo esta longitud el valor de la diagonal de un elemento rectangular, este parámetro permite tener en cuenta los efectos de escala del tamaño de la malla.

Resistencia a tracción (Mpa)	Energía de fractura (N/mm)	Longitud característica (mm)
0.13	0.008	35

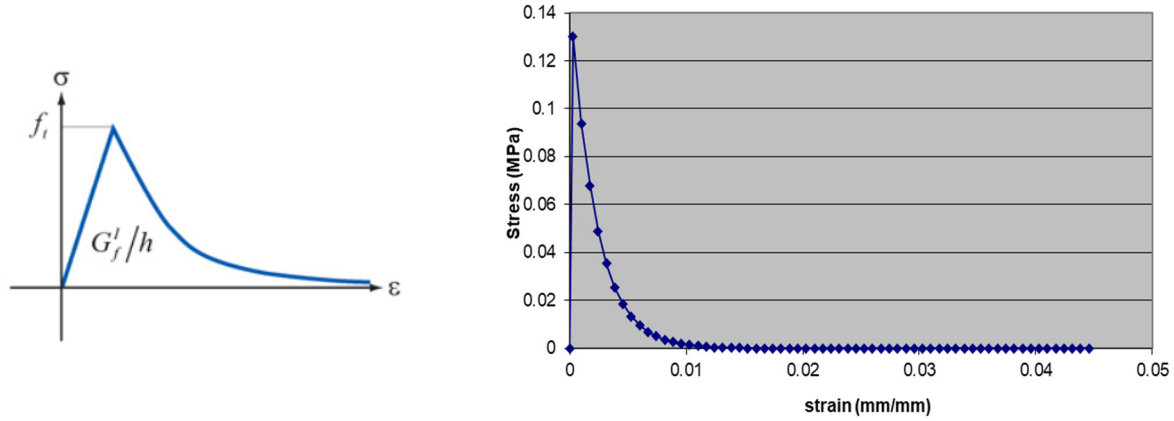


Fig. 42: Función a tracción exponencial introducida en el modelo material del adobe.

En la Fig. 42 se aprecia una ley de comportamiento que aparece en la que aparece una recta cuya pendiente es el Módulo de Young de 642MPa (definido al principio de este capítulo), hasta llegar a la resistencia a tracción de 0.13 MPa, cuyo valor seleccionado es próximo a un 10% de la resistencia a compresión de la mampostería de adobe (1.4 MPa), coincidiendo además este valor con la solución teórica elástica (véase Fig. 23). Tras alcanzar el valor pico de tracción comienza un ablandamiento post-pico con aumento de deformaciones y disminución de tensiones.

En el capítulo 5.1, se discutirán los valores escogidos para la energía de fractura G_f , de cuyo parámetro no se poseía información experimental, aunque se ha realizado un análisis de influencia a partir de rangos de valores de otros resultados de artículos consultados, tales como los estudios realizados por Lorenzo Miccoli [15] y Nicola Tarque [16].

Por último, para el comportamiento del murete de adobe a esfuerzo de cortadura y partiendo de la asunción de un material isótropo, se considerará un valor constante de 246.92MPa, obtenido a partir de la expresión:

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \mu)} \quad (74)$$

Donde el módulo de Young tomado se trata del estimador secante del primer tramo ($E_{1/3}$) de la campaña experimental de los muretes ensayados compresión simple [31] cuyo valor es de 642 MPa y el coeficiente de Poisson escogido ha sido de 0.3.

A pesar de que la ley τ - γ se estimó experimentalmente, una vez que se ha introducido la ley de compresión-tracción solo se puede introducir un valor de G constante, el cual equivale a un valor constante del módulo de elasticidad y del coeficiente de Poisson.

Al haber escogido un modelo de grieta giratorio, una vez comenzada la fisuración, no se tiene en cuenta los esfuerzo a cortadura en torno a la grieta, debido a que, para cada incremento de carga, la fisura se queda orientada en sus direcciones principales.

Respecto al tipo de resolución y análisis, ha sido seleccionado un análisis de tipo estático no lineal, con tipo de resolución iterativa de Newton-Raphson, este método de convergencia consiste en aproximarse a la solución exacta mediante la secante a la función continua en cualquier punto. Debido a que se trata de un proceso iterativo que se irá aproximando en caso de convergencia a la solución, pero sin lograr llegar a su valor exacto, por lo

que se debe fijar un valor de tolerancia, el cual una vez alcanzado se para el proceso iterativo considerando por bueno ese resultado y por lo tanto asumiendo un determinado error.

En la Fig. 43, se aprecia un esquema de resolución por Newton-Raphson, en diagrama Fuerza-Desplazamiento, donde se puede observar que con el incremento de iteraciones el residuo se reduce aproximándose a la solución.

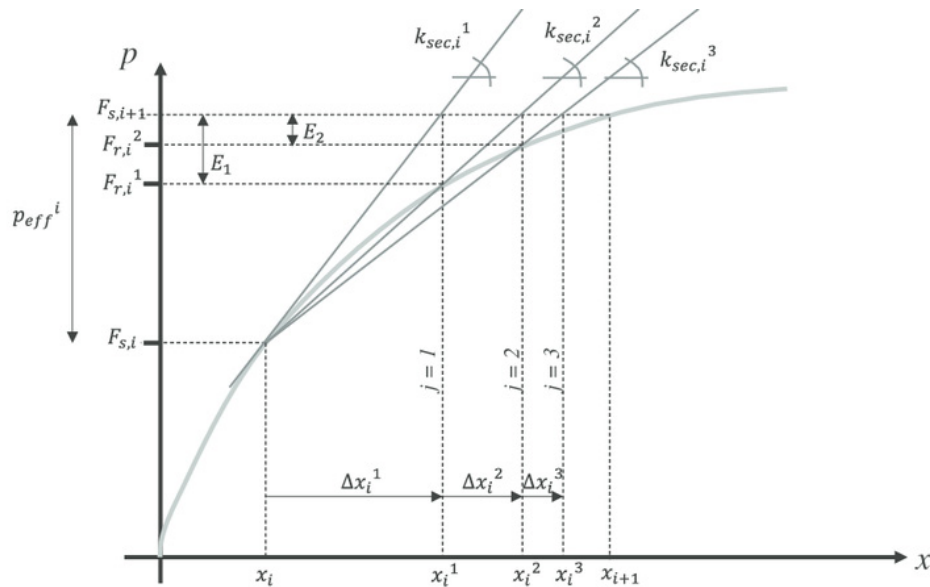


Fig. 43: Resolución por Newton-Raphson F - x mediante rigidez secante.

Para los modelos ha sido escogido un criterio de convergencia o tolerancia de 0.001 en la variación relativa de energía y desplazamiento. En caso de que durante el proceso iterativo no se alcance nunca la tolerancia definida, se fija un número de 30 iteraciones.

Además, se especifica que se guarden resultados para 20 pasos de carga, siendo cada uno de estos pasos de carga incrementos iguales del desplazamiento impuesto, lo cual permite obtener información de la evolución de las variables a lo largo del proceso de carga. Este proceso resolutivo garantiza la convergencia únicamente si la solución en cada iteración x_i (vector de desplazamiento, son los grados de libertad, las incógnitas del problema) está cercana a la solución exacta, es decir, cumpliendo el criterio de convergencia o tolerancia impuesto. Esto da lugar a la necesidad de realizar una aproximación incremental mediante pasos de carga (aplicación de F^a en incrementos, en nuestro caso, desplazamiento impuesto) para obtener la solución correspondiente al nivel de carga final (véase Fig. 43).

Los primeros pasos de carga tienen menor interés ya que se encuentran dentro de la etapa elástico lineal, siendo los incrementos de carga de mayor importancia aquellos que se encuentran en la etapa post-pico. El análisis incremental permite por tanto estudiar la distribución de tensiones y deformaciones a lo largo de la aplicación del desplazamiento impuesto, así como el mecanismo de fallo del murete.

4.2 Discretización y condiciones de contorno

4.2.1 Compresión simple

Para la modelización del ensayo a compresión simple de los muros de mampostería de adobe se han escogido elementos discretos tipo “shell” lineales de cuatro nodos, los cuales permiten resultados precisos en desplazamientos y tensiones.

Se ha asumido un estado de tensión plana en el modelo, reduciendo de esta manera la complejidad y el coste computacional, considerando un análisis en 2D como una asunción válida dada la geometría del muro y la aplicación de la carga en su plano.

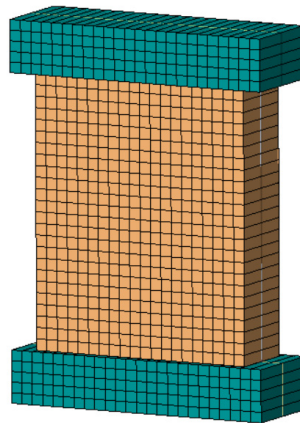


Fig. 44: Modelización ensayo de compresión simple (con espesores de los elementos 2D)

La discretización del muro de adobe y las vigas de acero (utillaje del banco de pruebas utilizado durante el ensayo) ha sido realizada con elementos de cuadriláteros de 25 mm de lado conformando un total de 720 elementos, con espesores de 160 mm para el caso del muro y 200mm para las vigas (Fig. 44).

Para la simulación de la carga en el muro se ha introducido un desplazamiento impuesto en los nodos de la parte alta de la viga superior de acero de 20mm, el desplazamiento impuesto en la modelización ha sido escogido en base a los valores del desplazamiento aproximado que se aplica en los ensayos experimentales. La aportación del peso propio ha sido despreciada de cara al cálculo.

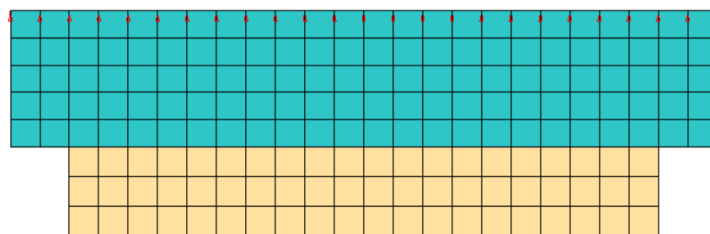


Fig. 45: Desplazamiento impuesto en modelo de compresión simple

Mientras que en la viga de acero inferior sobre la que queda apoyado el muro, las condiciones de contorno seleccionadas para simular los elementos fijos del banco de pruebas durante el ensayo ha sido empotramiento en sus nodos.

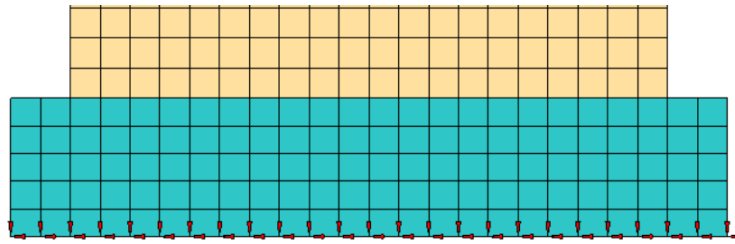


Fig. 46: Condiciones de contorno en la viga inferior en modelo de compresión simple

Antes de realizar el ensayo se le aplicó una capa de yeso al muro de adobe tanto en la cara superior como inferior, la cual permitía una óptima distribución de tensiones a la hora de la aplicación de la carga, eliminando de esta manera las imperfecciones superficiales. Además, esta capa de yeso permite una mejor asunción de rozamiento nulo en el ensayo a compresión simple.

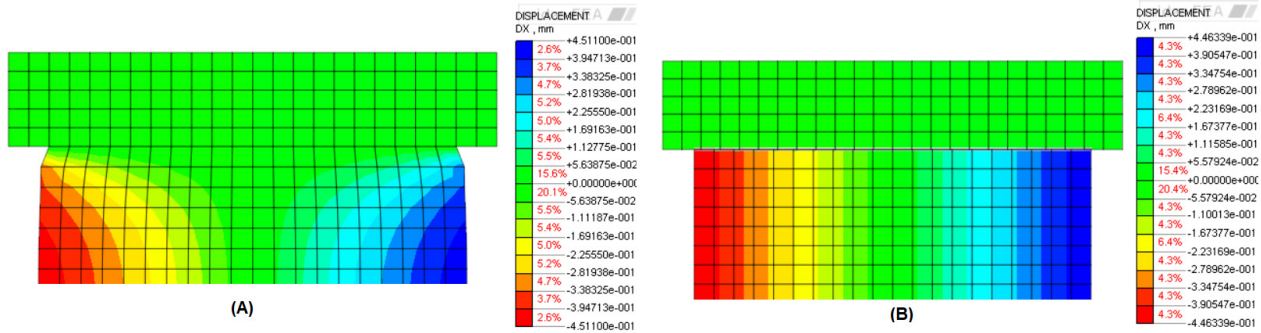
Para su simulación numérica, se ha optado por modelizar el contacto entre el muro de adobe y la viga de acero de manera que el muro de adobe fuera capaz de recibir y transmitir esfuerzos verticales con las vigas de acero mientras que a su vez pudiera haber un desplazamiento horizontal relativo entre el muro de adobe y la viga de acero, evitando de esta manera la rigidización de los nodos vecinos a los elementos de acero, ya que en caso de continuidad en la malla, dichos nodos compartidos entre los elementos con las propiedades del material del adobe y los de acero influirían notablemente en los resultados.

Para este problema de contacto han sido utilizados 40 elementos interfaz 1D, de espesor cero y tamaño 25mm, estos elementos interfaz poseen propiedades de rígido perfecto verticalmente y sin rigidez horizontalmente, la función de estos elementos interfaz es evitar la penetración entre los elementos en contacto de acero y adobe, el rozamiento entre los elementos en contacto viene dado por un coeficiente de fricción de 0.3 en la Fig. 47 se muestra en detalle la modelización de estos elementos interfaces y los nodos que lo conforman.

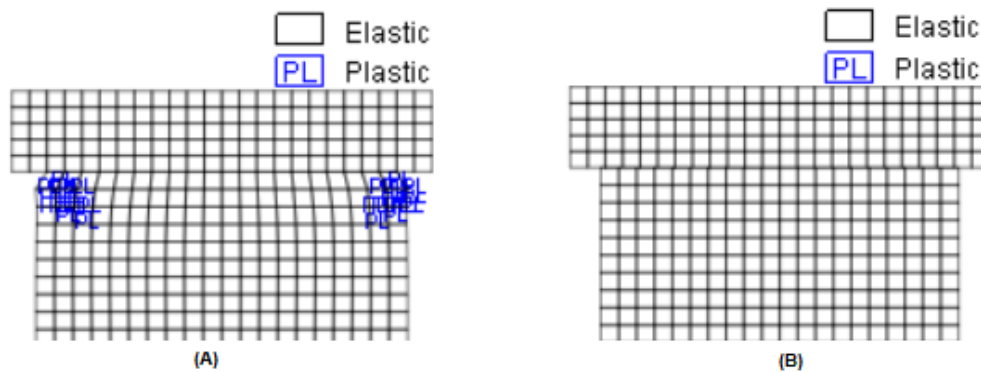


Fig. 47: Elementos interfaz para problema de contacto

A continuación, se muestra la discrepancia entre los resultados obtenidos para un mismo estado de carga, donde se aprecian los casos de contacto perfectamente rígido y teniendo en cuenta la zona de contacto entre el muro de adobe y las vigas de acero. Apreciándose la coacción transversal de desplazamiento en el caso A de la Fig. 48.



Se muestra la sensibilidad con la que afecta al mecanismo de fallo del murete las condiciones de contorno, donde se observa un comienzo de plastificación en los elementos extremos que comparten nodos con las vigas de acero que da lugar a un colapso de la estructura prematuro en caso de no considerar el problema de contacto:



4.2.2 Compresión diagonal

A continuación, se procede a la descripción de la modelización numérica del ensayo a compresión diagonal de los muros de mampostería de adobe, se han escogido elementos discretos tipo “shell” cuadráticos de 8 nodos, a pesar de suponer un mayor coste computacional, permite una mayor precisión y mejor aproximación al comportamiento real gracias a la función de forma de este, la calibración de este modelo queda detallada en el capítulo 5.1 de este documento.

Al igual que en el modelo anterior, se ha asumido un estado de tensión plana, reduciendo de esta manera la complejidad y el coste computacional, considerando un análisis en 2D como una asunción válida dada la geometría del muro y la aplicación de la carga en su plano.

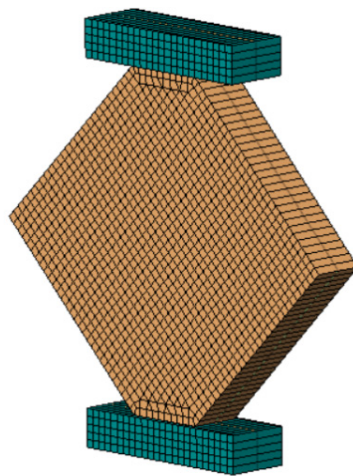


Fig. 50: Modelización ensayo de compresión diagonal (con espesores de los elementos 2D)

La discretización del muro de adobe y las vigas de acero (utillaje del banco de pruebas utilizado durante el ensayo) ha sido realizada con elementos de cuadriláteros y triangulares de 25 mm de lado conformando un total de 1494 elementos, con espesores de 160 mm para el caso del muro y 200mm para las vigas (Fig. 50).

Para la simulación de la carga en el muro se ha introducido un desplazamiento impuesto de 10mm, el desplazamiento impuesto en la modelización ha sido escogido en base a los valores del desplazamiento aproximado que se aplica en los ensayos experimentales. La aportación del peso propio ha sido despreciada de cara al cálculo.

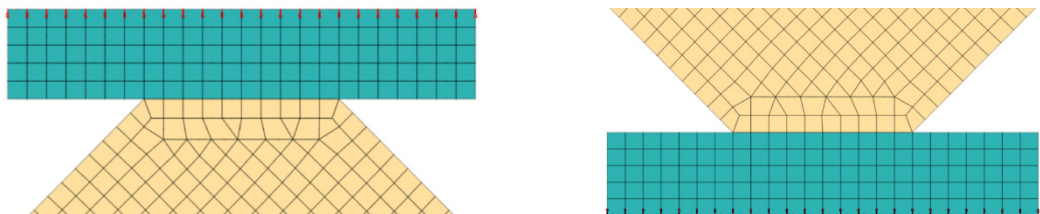


Fig. 51: Condiciones de contorno modelo ensayo muro diagonal

En la viga de acero inferior sobre la que queda apoyado el muro, las condiciones de contorno seleccionadas para simular los elementos fijos del banco de pruebas durante el ensayo ha sido empotramiento en sus nodos. Al igual que ocurría en el ensayo a compresión simple, para la compresión diagonal se aplicó una capa de yeso al muro de adobe tanto en la cara superior como inferior, la cual permitía una óptima distribución de tensiones a la hora de la aplicación de la carga, eliminando de esta manera las imperfecciones superficiales. Además, esta capa de yeso permite una mejor asunción de rozamiento nulo durante el ensayo. Para su simulación numérica, se ha optado en realizar un problema de contacto en el que el muro de adobe fuera capaz de recibir y transmitir esfuerzos verticales con las vigas de acero mientras que a su vez pudiera haber un desplazamiento horizontal relativo entre el muro de adobe y la viga de acero, evitando de esta manera la rigidización de los nodos vecinos a los elementos de acero, ya que en caso de continuidad en la malla, dichos nodos compartidos entre los elementos con las propiedades del material del adobe y los de acero influirían notablemente en los resultados. Para este problema de contacto han sido utilizados 20 elementos interfaz 1D de espesor cero y tamaño 25mm, estos elementos interfaz poseen propiedades de rígido perfecto verticalmente y sin rigidez horizontalmente, la función de estos elementos interfaz es evitar la penetración entre los elementos en contacto de acero y adobe, el rozamiento entre los elementos en contacto viene dado por un coeficiente de fricción de 0.3, en la Fig. 52 se muestra en detalle la modelización de los elementos interfaces y los nodos que lo conforman.

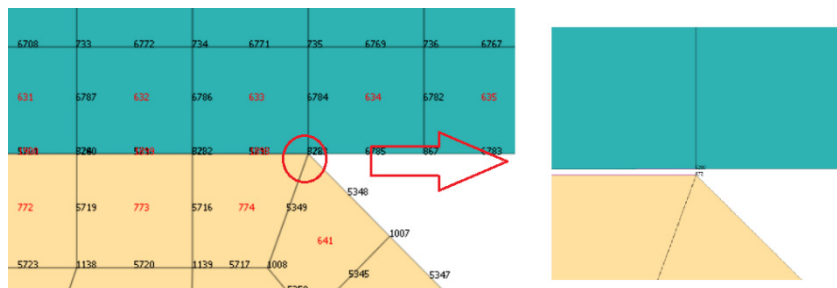


Fig. 52: Elementos interfaz para problema de contacto

En la siguiente figura se muestra las discrepancias en las deformaciones para un mismo caso de carga, con un modelo en el que se considera el problema de contacto y otro en el que no se tiene en cuenta, donde se aprecia en el Fig. 53A como en la parte extrema de la zona de contacto existe un pico de coacción el cual queda representado en rojo.

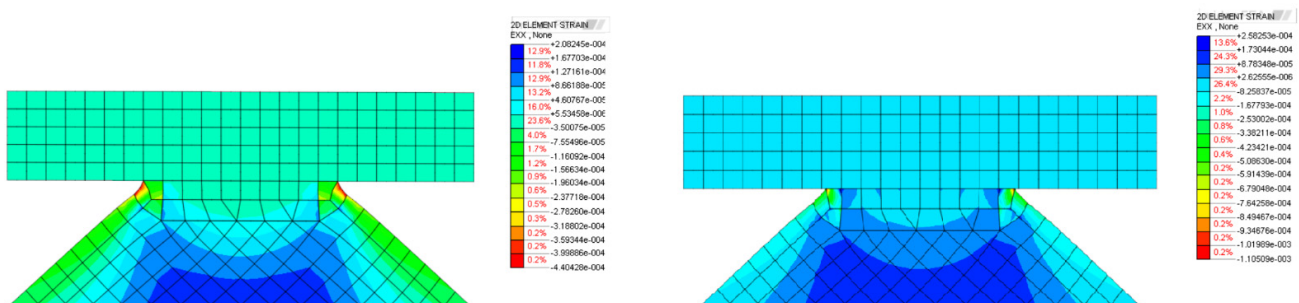


Fig. 53: Deformaciones transversales: A- Sin considerar contacto B- Considerando contacto

A pesar de considerar el problema de contacto, la necesidad de utilizar elementos triangulares para este modelo genera un problema en torno aquellos elementos con una forma irregular, que poseerán unos ejes locales

desfasados respecto al resto de elementos de la malla y genera problemas a la hora del análisis por medio del modelo material de grieta difusa, el cual como se ha descrito en capítulos anteriores dependerá de la longitud característica del elemento en cuestión. Es por ello y para evitar asunciones erróneas acerca del mecanismo de fallo, que se considerarán como material elástico lineal con las propiedades del módulo de Young y coeficiente de Poisson definidas para el adobe, los elementos que aparecen la Fig. 54.

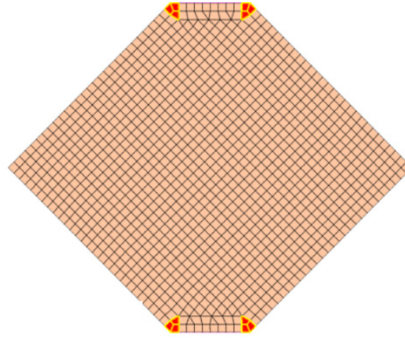


Fig. 54: Elementos elásticos lineales de adobe

5 Evaluación de los resultados numéricos

Una vez descritos los modelos a utilizar, se procede a desarrollar el análisis de sensibilidad a partir de los distintos parámetros que intervienen y la metodología de obtención de resultados.

A la hora de obtener resultados de la modelización numérica para compararlos con la campaña de resultados experimentales, se ha tenido como propósito alcanzar la mayor similitud con el ensayo real. Es por ello, que los resultados obtenidos para los desplazamientos han sido mediante nodos seleccionados de tal manera que registraran datos para cada paso de carga simulando los sensores inductivos LVDT de los ensayos reales, mientras que el registro del estado de carga, al tratarse de un desplazamiento impuesto, se ha obtenido mediante el sumatorio de reacciones verticales en la base de la viga de acero inferior, por equilibrio, estas reacciones en la base deberán ser iguales a la carga aplicada por el actuador para generar el desplazamiento impuesto. Estos valores serían el equivalente a la información de salida de carga en el actuador para cada instante en el ensayo real.

5.1 Análisis de sensibilidad

Antes de mostrar los resultados obtenidos en la modelización numérica, se procede a describir la calibración del modelo, la cual se ha realizado mediante un análisis de sensibilidad con los distintos parámetros que intervienen en el modelo de comportamiento del material.

A partir de este análisis de sensibilidad se ha escogido un conjunto de valores para el cual los resultados numéricos se aproximan a los de la campaña experimental. Este modelo definitivo y los resultados obtenidos numéricamente se describirán en el apartado 5.2.

A continuación, se muestra en la tabla con los rangos de valores de los parámetros que se han considerado a la hora de realizar el análisis de sensibilidad.

	Parámetros	Intervalos
Tipo de elemento	Cuadrático	-
	Lineal	-
Tamaño de elemento	Variable	(25-35-50)mm
Tipo modelo de fractura	Fixed crack model	-
	Rotating crack model	-
Coeficiente de Poisson	Variable	(0.05-0.15)-0.3
Módulo de Young	Variable	(460-642)Mpa
Comportamiento en Compresion	Fijo: Función Multilinear experimental	-
	Fijo: $f_c=1.4\text{MPa}$	-
Comportamiento en Tracción	Energía de fractura G_f	(0.04ft-0.5ft)
	Esfuerzo máximo a tracción f_t	(0.10-0.15)
	Longitud característica h	(35mm-70mm)
Comportamiento en Cizalladura	Fixed crack model	($\beta=0.01-\beta=0.5$)
	Fijo: Rotating crack model	-

Tabla 4: Parámetros que intervienen en los modelos estudiados y rango de valores.

En la Tabla 4 se muestran los intervalos estudiados y los parámetros que intervienen en el modelo material seleccionado para el comportamiento de los muretes de adobe, los cuales han sido analizados comparando la sensibilidad del modelo a las variaciones de dichos parámetros teniendo cuenta los resultados de la campaña experimental, así como otros trabajos relacionados con construcciones de tierra para determinar un rango de valores admisibles.

Seguidamente se procede a evaluar los distintos parámetros que intervienen en el modelo de comportamiento material, para el estudio de cada variable se analiza el efecto de cada parámetro, manteniendo el resto constante.

- **Módulo de Young:** Parámetro que caracteriza el comportamiento de un material en su rango elástico. Se fijarán los parámetros del modelo de comportamiento del material en la siguiente tabla, mientras que el módulo de elasticidad variará según los resultados obtenidos de los ensayos en los muretes de adobe a compresión simple [31], cuyos valores de 642, 497 y 460 MPa corresponden respectivamente a los estimadores secantes de $E_{1/3}$, $E_{2/3}$ y el valor medio del estimador tangente.

E Módulo de Young (MPa)	ν Coeficiente de Poisson (-)	Gf Energía de fractura (N/mm)	Ft Resistencia a tracción (MPa)
Variable	0.3	0.008	0.13

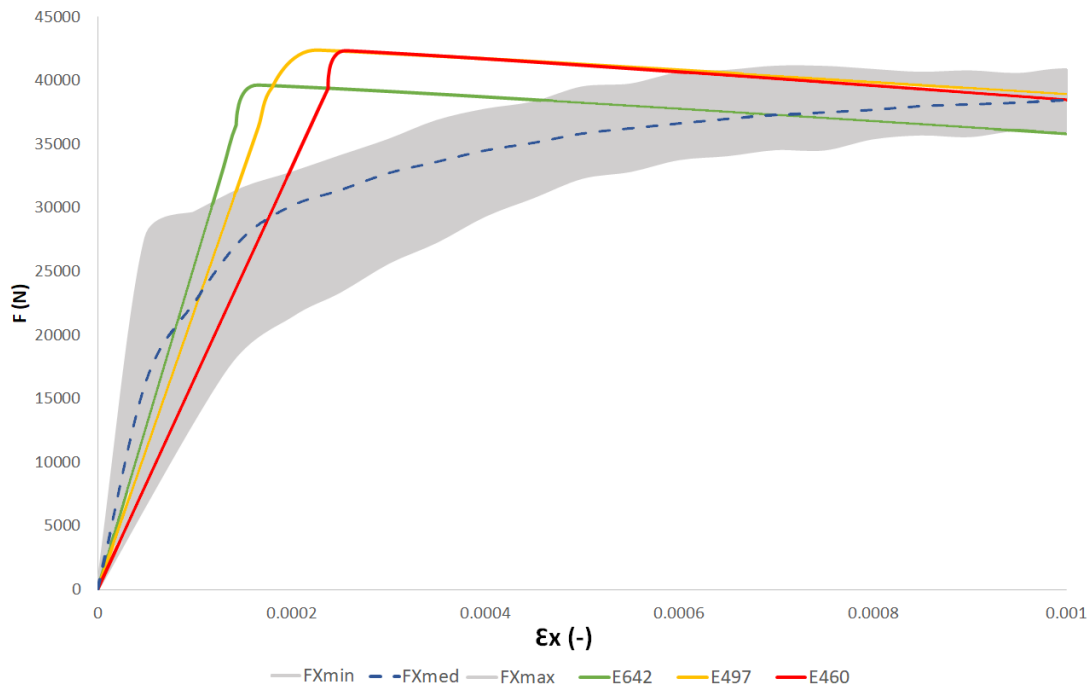


Fig. 55: Análisis de sensibilidad Módulo de Young. F- ϵ_x Ensayo compresión diagonal.

En la Fig. 55 se comparan 4 de los valores del módulo de Young para diferentes tramos de la curva experimental, obtenidos de los ensayos en los muretes de adobe a compresión simple [31]. El diagrama representa la fuerza aplicada durante el ensayo a compresión diagonal frente a las deformaciones horizontales, donde la zona gris define el rango de valores obtenido en la campaña experimental. Este diagrama comparativo es de interés a la hora de definir el módulo de Young dado a que horizontalmente, la zona central del muro en el ensayo a compresión diagonal se encuentra a tracción, y este comportamiento a tracción según el modelo numérico seleccionado vendrá definido por el módulo de Young y la resistencia a tracción, siendo este último parámetro constante. Es por ello que, observando la Fig. 55, la cual posee un intervalo de deformaciones reducido a 0.001 para una mejor apreciación de la zona elástica lineal, donde se observa como el valor de 642 MPa es aquel que se asemeja en mayor medida a los resultados medios obtenidos en la campaña experimental.

- Se fijarán los parámetros del modelo de comportamiento del material en la siguiente tabla, mientras que el coeficiente de Poisson variará según los resultados obtenidos de los ensayos en los muretes de adobe a compresión simple [31].

- **Energía fractura:** Representa la energía necesaria para crear una unidad de área de fisura real (que no transmite tensiones).

Se fijarán los parámetros del modelo de comportamiento del material en la siguiente tabla, mientras que la energía de fractura variará según rangos de valores considerados en trabajos de construcciones de tierra por otros autores tales como Micolli, 2015 [25] & Illampas, 2014 [15].

E Módulo de Young (MPa)	ν Coeficiente de Poisson (-)	Gf Energía de fractura (N/mm)	Ft Resistencia a tracción (MPa)
642	0.3	Variable	0.13

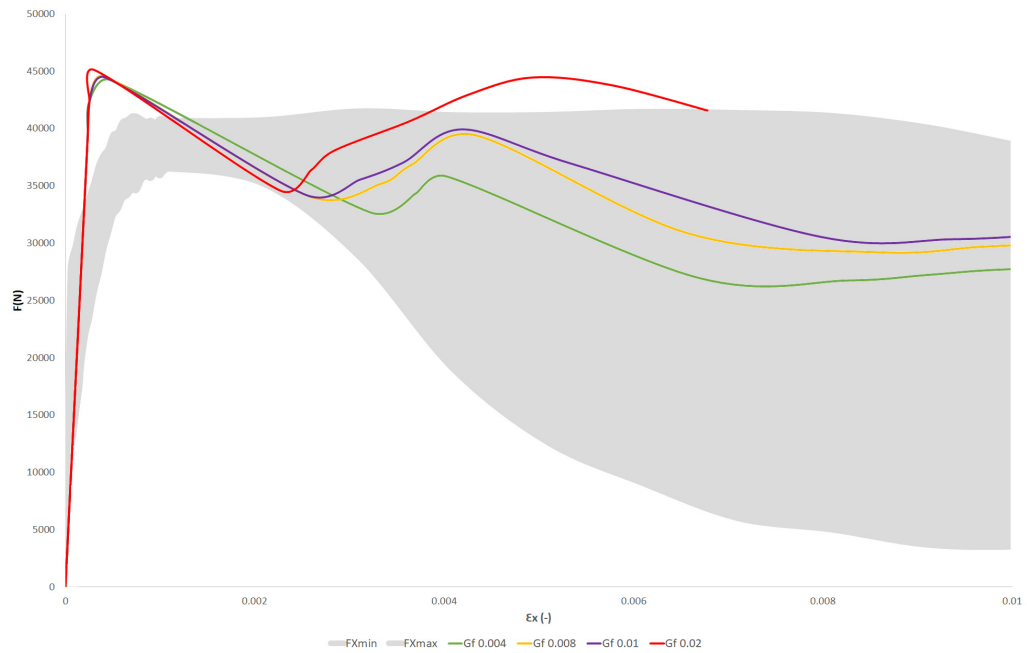


Fig. 57: Análisis de sensibilidad de la energía de fractura F - ϵ_x (Deformaciones horizontales).
Modelo compresión diagonal.

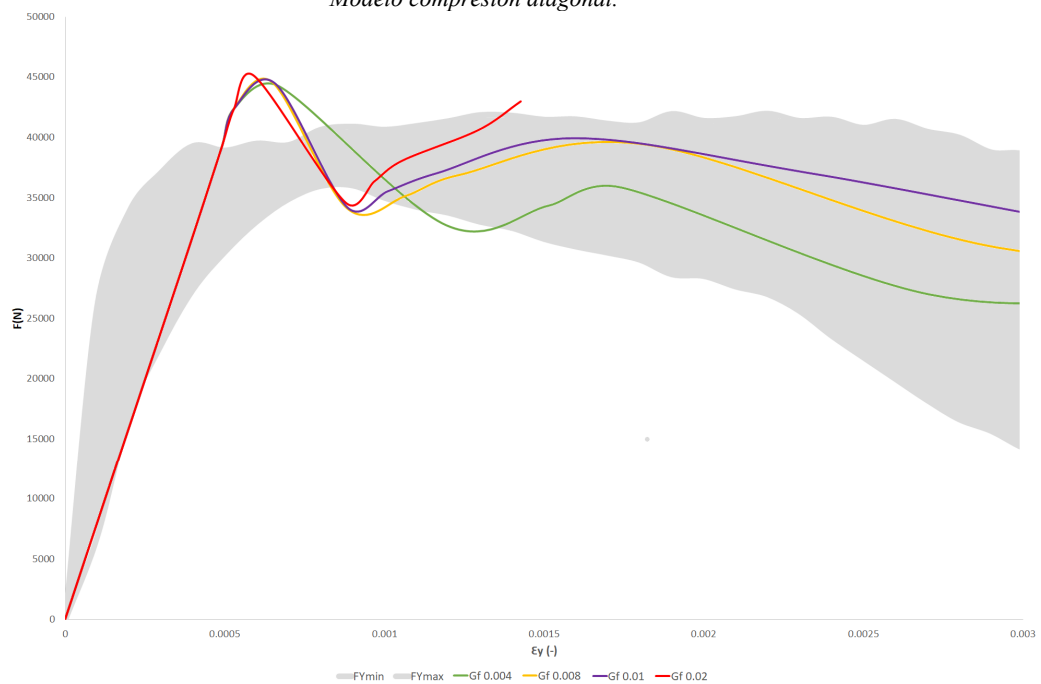


Fig. 58: Análisis de sensibilidad de la energía de fractura F - ϵ_y (Deformaciones verticales).
Modelo compresión diagonal.

La energía de fractura es el parámetro más sensible del modelo material a la hora de definir el comportamiento postpico, y a su vez, del que menos información se tiene. Es por ello que su estudio en el modelo numérico de los muretes de adobe es de gran importancia, así como su análisis de sensibilidad.

Es común en artículos sobre la caracterización numérica del comportamiento del adobe (Micolli, 2015 [25] & Illampas, 2014 [15]) trabajar con un rango de valores recomendados para la energía de fractura, dado que se trata de un parámetro del cual existe incertidumbre, en este trabajo se estudiará un rango de valores entorno $0.05-0.4 \cdot F_t$, siendo F_t la resistencia a tracción. Tras estudiar numerosas combinaciones entre los rangos de resistencia a tracción se ha seleccionado un valor de 0.008 N/mm como valor más próximo, ya que es aquel que se aleja menos del rango de valores experimentales y tiene una mayor zona dentro del intervalo.

A continuación, se muestra la función definida para el comportamiento a tracción del material a partir de la introducción de la energía de fractura, la resistencia a tracción y la longitud característica del elemento.

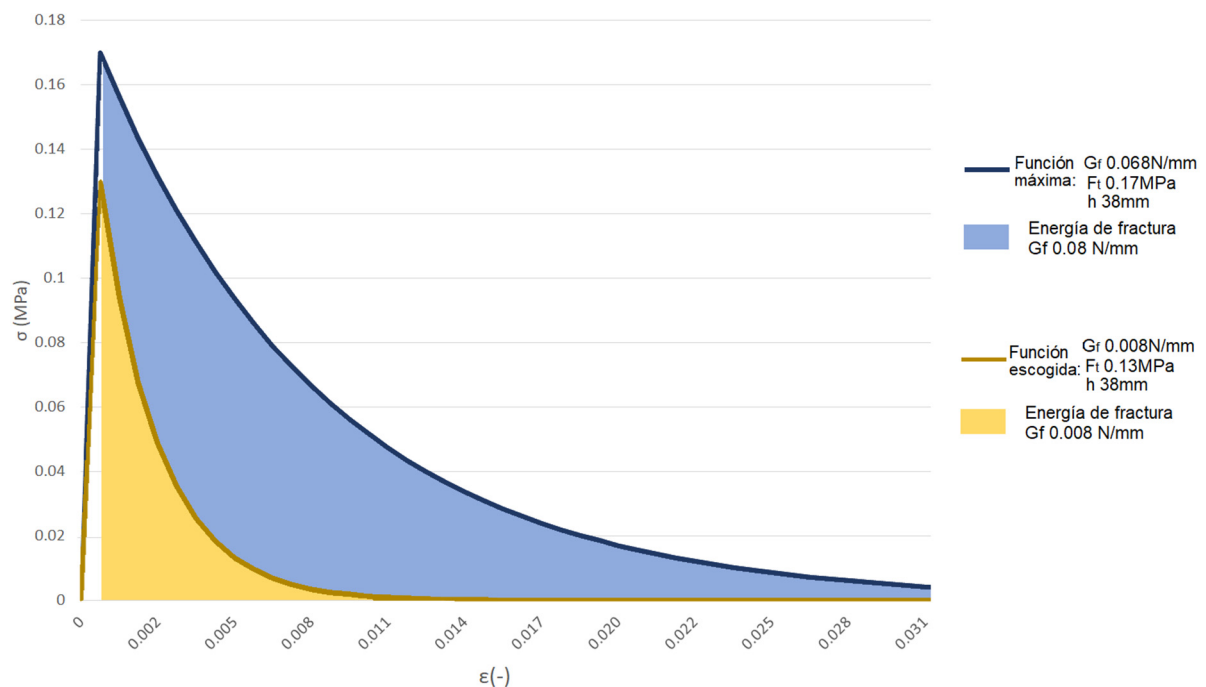


Fig. 59: Función comportamiento tracción.

En la Fig. 59 se muestra la función definida para el comportamiento a tracción del material junto a la función con valores máximos de tracción y energía de fractura estudiados en el análisis de sensibilidad, gráficamente la energía de fractura es el área bajo las funciones tras su etapa elástico lineal, donde el área amarillo claro y celeste representan las energía de fractura de 0.008 y 0.068 N/mm respectivamente, siendo para la función de valores máximos una resistencia a tracción de 0.17 MPa y un valor de energía de fractura de $0.4 \cdot F_t$, es decir, 0.068 N/mm y los valores escogidos para el modelo de comportamiento material a tracción son de 0.13 MPa de resistencia a tracción y 0.008 N/mm de energía de fractura.

- **Resistencia a tracción:** Es el esfuerzo máximo a tracción que un cuerpo puede soportar antes de romperse.

Se fijarán los parámetros del modelo de comportamiento del material en la siguiente tabla, mientras que la resistencia a tracción variará según los resultados obtenidos de los ensayos en los muretes de adobe a compresión diagonal [30].

E Módulo de Young (MPa)	ν Coeficiente de Poisson (-)	Gf Energía de fractura (N/mm)	Ft Resistencia a tracción (MPa)
642	0.3	0.008	Variable

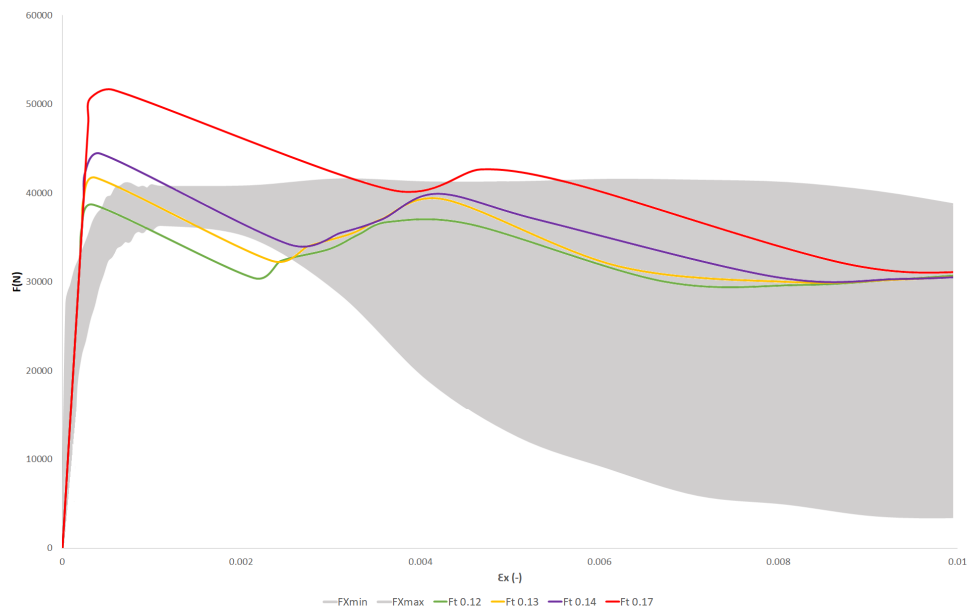


Fig. 60: Análisis de sensibilidad de la resistencia a tracción. F - ϵ_x (Deformaciones horizontales).
Modelo compresión diagonal.

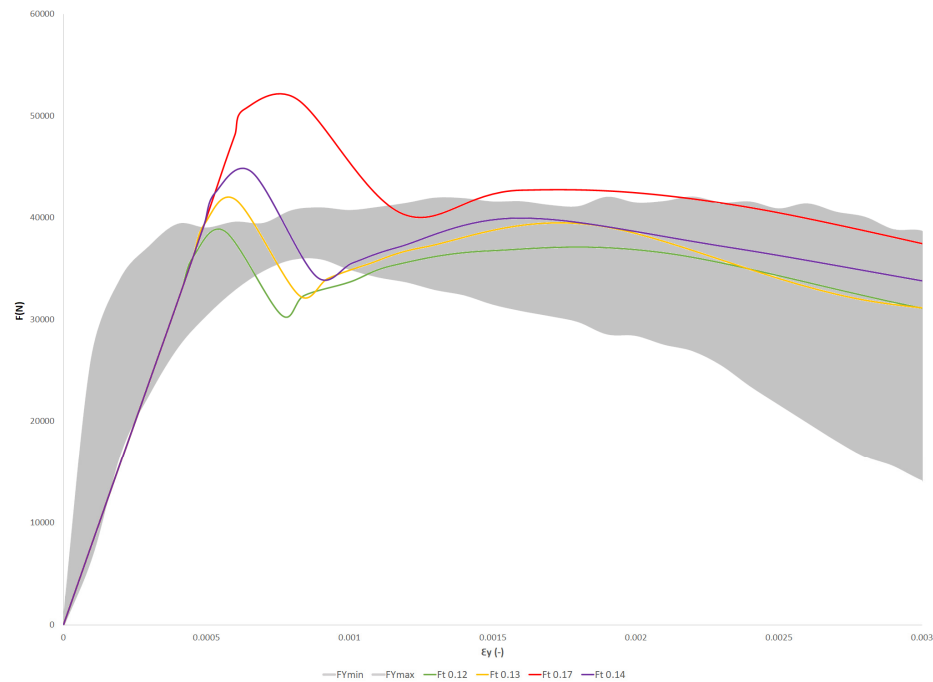


Fig. 61: Análisis de sensibilidad de la resistencia a tracción. F - ϵ_y (Deformaciones verticales).
Modelo compresión diagonal.

La resistencia a tracción máxima del adobe es uno de los parámetros de los que se posee menos información y a su vez es de gran importancia a la hora de definir el comportamiento a tracción y postpico. En la campaña experimental se realizaron ensayos de tracción indirecta en probetas de adobe cilíndricas, estos resultados permiten obtener un orden de magnitud para la hora de la caracterización del material, a pesar de ello, la resistencia experimental es mayor que el valor que parece más adecuado numéricamente, esto puede deberse al estado tensional en el centro del muro, cuya asunción ha sido de estado de cortadura puro, sin embargo, los valores obtenidos de los modelos numéricos coinciden con una solución teórica elástica (véase Fig. 23). En las imágenes Fig. 60 y Fig. 61 se muestran los resultados obtenidos en el modelo numérico tanto vertical como horizontalmente, teniendo en cuenta los ensayos de tracción indirecta.

Finalmente, el valor considerado con mayor proximidad al rango de valores experimental del muro sometido a compresión oblicua es de una resistencia a tracción de 0.13MPa, el cual coincide con solución teórica elástica en los ensayos experimentales.

- **Modelo de grieta:** Una vez fisurado el material deja de poseer propiedades isotrópicas, convirtiéndose en un material ortótropo en torno a la zona afectada, pudiéndose considerar dos aproximaciones en el modelo de grieta: grieta fija o grieta rotativa.

El modelo de grieta fija es aquel en el que la dirección de la grieta y las direcciones principales del material se definen cuando comienza la fisuración, una vez la dirección de la grieta ha sido definida dicha dirección no varía, pudiendo aparecer tanto tensiones normales como tangenciales. En cambio, el modelo de grieta rotativa es aquel en el que las direcciones de la grieta y por tanto las direcciones principales se reorientan para cada paso de carga, dando lugar a que existan tensiones normales, pero no tangenciales.

Se fijarán los parámetros del modelo de comportamiento del material en la siguiente tabla, variando únicamente el factor retención de cortante β que multiplica al módulo de cizalladura G en el modelo de grieta fija:

E Módulo de Young (MPa)	ν Coeficiente de Poisson (-)	Gf Energía de fractura (N/mm)	Ft Resistencia a tracción (MPa)
642	0.3	0.008	0.13

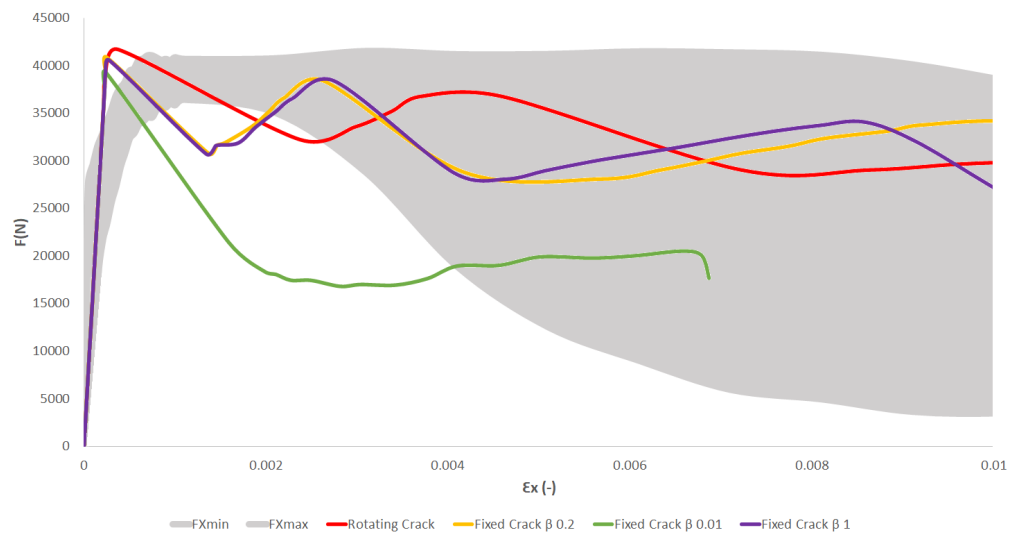


Fig. 62: Análisis de sensibilidad del modelo de grieta. F - ϵ_x (Deformaciones horizontales).
Modelo compresión diagonal.

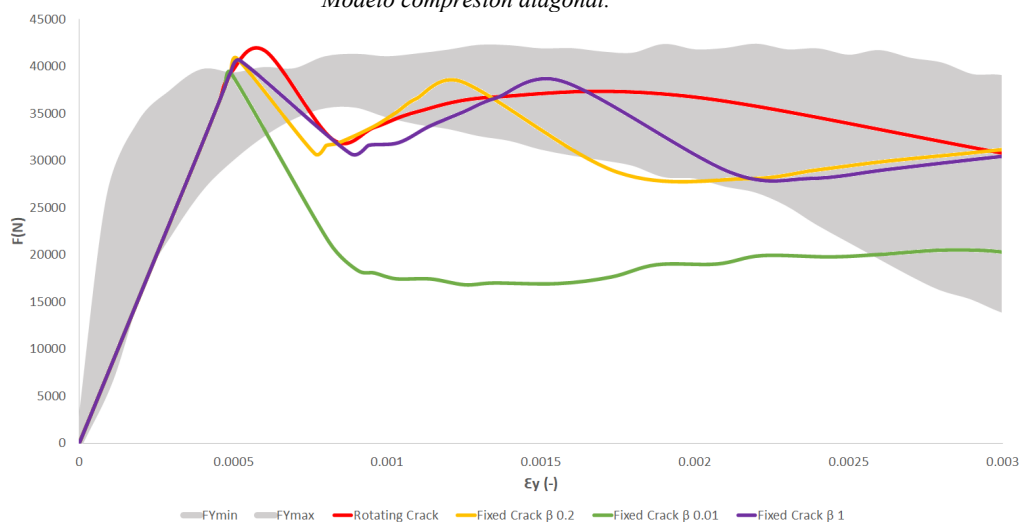


Fig. 63: Análisis de sensibilidad del modelo de grieta. F - ϵ_y (Deformaciones verticales).
Modelo compresión diagonal.

Los resultados obtenidos tras la etapa elástico-lineal serán sensibles al modelo de grieta considerado para el estudio del material, en este apartado se estudia la influencia del factor retención de cortante β que multiplica al módulo de cizalladura G para el caso de modelo de grieta fija frente al modelo de grieta rotativa. El factor de retención de cortante deberá tener un valor $\beta \leq 1$, siendo los valores considerados: 1, 0.2 y 0.01.

En las Fig. 62 y Fig. 63 se observa como en el modelo de grieta rotativa posee una etapa de endurecimiento que no puede ser apreciada en el modelo de grieta fija.

En los casos caso de $\beta = 1$, es decir, sin considerar el factor de penalización, y $\beta = 0.2$ (valor considerado por Miccoli, Garofano, Fontana & Müller [17]) ,se aprecia al igual que ocurre con el modelo de grieta giratoria una pérdida de rigidez tras la plastificación de la sección central del muro, teniendo lugar una redistribución de tensiones en las zonas sin fisurar y aumentando de nuevo la rigidez del material, repitiéndose este fenómeno de reducción y aumento de rigidez hasta el colapso del muro. Se observa como el modelo de grieta fija es más inestable que el modelo de grieta giratoria en la etapa post-pico, apreciándose en este último un comportamiento más suave, el cual se ajusta en mayor medida a los resultados de la campaña experimental.

Para el caso de $\beta = 0.01$, cuyo valor ha sido considerado para evitar que, una vez formada la grieta, esta sea capaz de resistir grandes tensiones tangenciales, así como evitar efectos de bloqueo de tensiones y que los resultados numéricos lleven a error por una sobreestimación de la energía disipada y la resistencia residual del material fisurado. A pesar de ello, el ablandamiento post-pico da lugar a un comportamiento mucho más frágil que los observados en la campaña experimental.

- **Tamaño de elemento:** La discretización en el método de los elementos finitos, es un parámetro de importancia a la hora de evaluar la calidad del modelo numérico. En general, un tamaño de malla menor tiene resultados más fiables, aunque se debe evitar un alto coste computacional. A continuación, se comprueba que la solución computacional converge a medida que la malla se refina. Se fijarán los parámetros del modelo de comportamiento del material en la siguiente tabla:

E Módulo de Young (MPa)	ν Coeficiente de Poisson (-)	Gf Energía de fractura (N/mm)	Ft Resistencia a tracción (MPa)
642	0.3	0.008	0.13

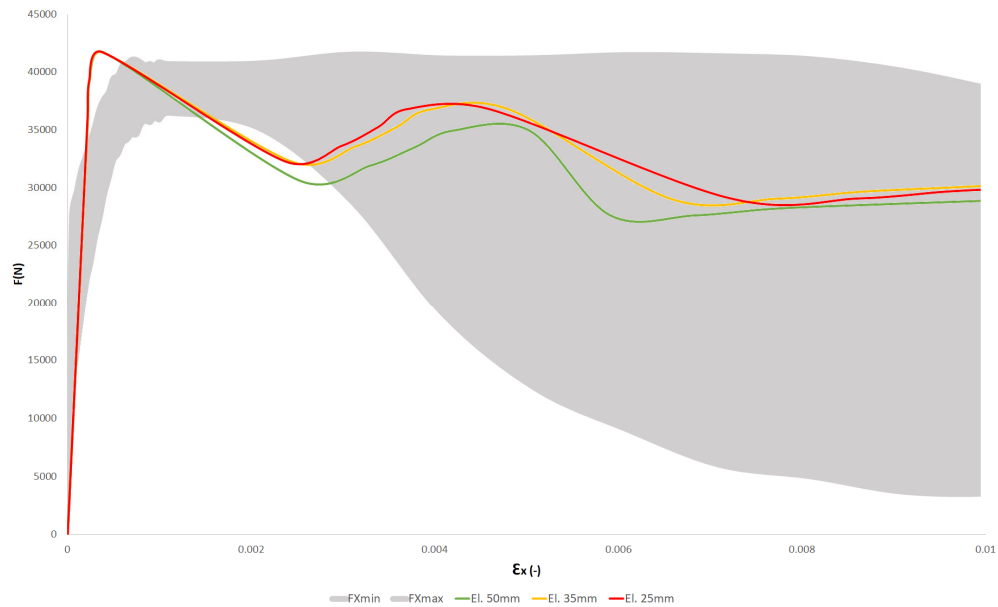


Fig. 64: Análisis de sensibilidad del tamaño de malla. F - ϵ_x (Deformaciones horizontales).
Modelo compresión diagonal.

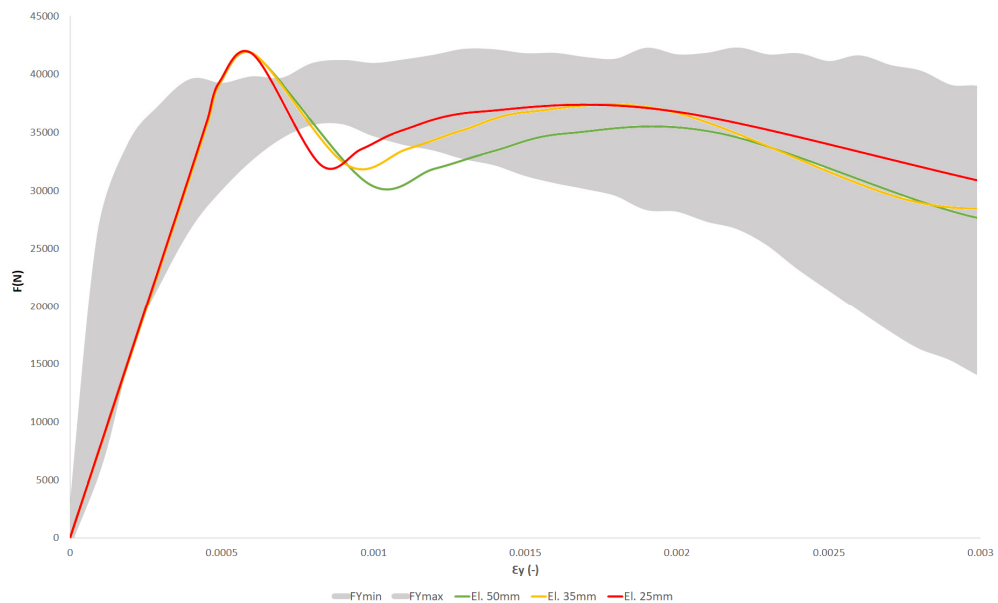


Fig. 65: Análisis de sensibilidad del tamaño de malla. F - ϵ_y (Deformaciones verticales).
Modelo compresión diagonal.

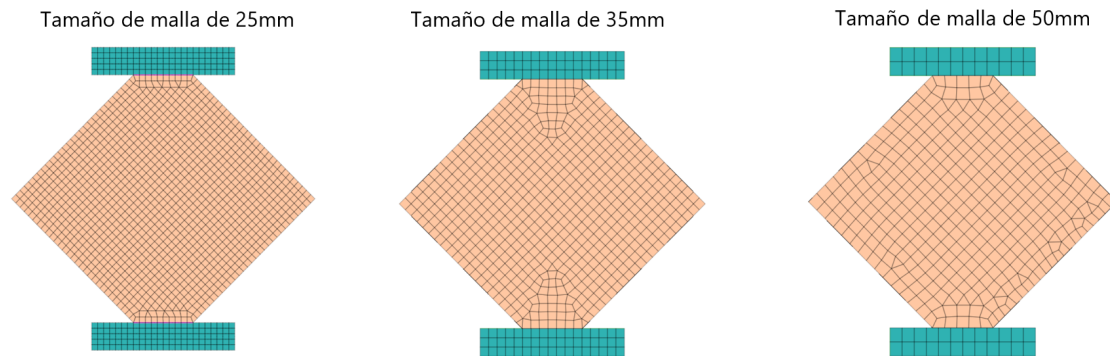


Fig. 66: *Tamaños de malla considerados en el análisis de sensibilidad.*

Para verificar la convergencia del modelo numérico se ha realizado una comparativa de los resultados verticales y horizontales del murete sometido a compresión diagonal para 3 tamaños de mallas diferentes, con elementos de 25mm, 35mm y 50mm, obteniendo una convergencia válida, dado que a medida que se reduce el tamaño de malla del modelo de cálculo la aproximación a los valores experimentales es mayor, véanse las imágenes Fig. 65 y Fig. 64. Dada la sencillez del modelo de cálculo, el caso con mayor número de elementos cuyo tamaño de malla es de 25mm y se encuentra conformada por 1514 elementos y 4701 nodos, no supone un coste computacional excesivo, siendo el tiempo de cálculo de 260 segundos, por lo que al tener una mayor aproximación a los resultados de la campaña experimental es el tamaño de malla escogido para el análisis de los resultados numéricos del capítulo 5.2.

- Tipo de elemento:** A la hora de realizar un análisis numérico por el Método de los Elementos Finitos se debe escoger entre elementos de primer orden (función de forma lineal) y elementos de segundo orden (función de forma cuadrática). Por lo general, para casos de análisis suaves, es decir, aquellos que no implican distorsiones severas en los elementos, los elementos cuadráticos (8 nodos o 6 nodos) proporcionan una mayor precisión que los lineales (4 nodos o 3 nodos). Se fijarán los parámetros del modelo de comportamiento del material en la siguiente tabla:

E Módulo de Young (MPa)	ν Coeficiente de Poisson (-)	Gf Energía de fractura (N/mm)	Ft Resistencia a tracción (MPa)
642	0.3	0.008	0.13

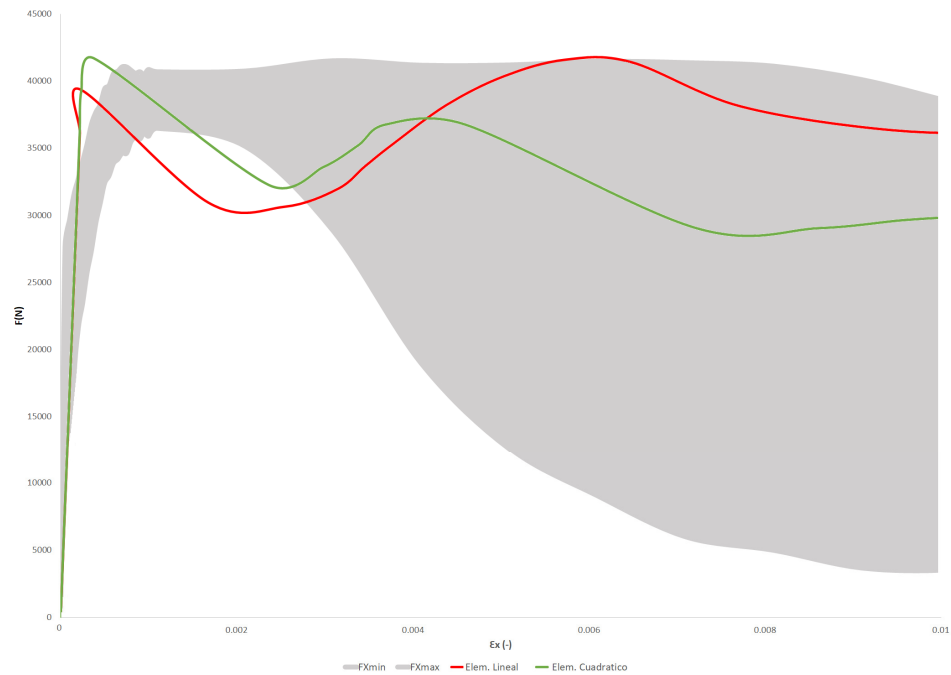


Fig. 67: Análisis de sensibilidad tipo de elementos. F - E_x (Deformaciones horizontales). Modelo compresión diagonal.

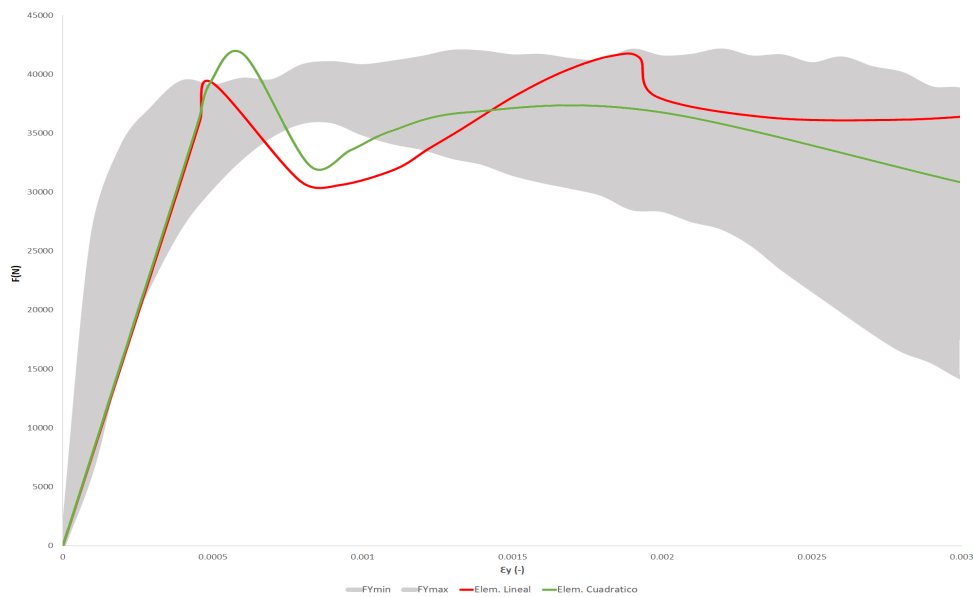


Fig. 68: Análisis de sensibilidad tipo de elementos. F - E_y (Deformaciones verticales). Modelo compresión diagonal.

Los elementos lineales o de primer orden, son aquellos que poseen nodos únicamente en sus esquinas, ya sean elementos rectangulares (4 nodos) o triangulares (3 nodos), estos elementos poseen una función polinómica que representan el comportamiento del elemento, la función de forma. Tienen como característica que el operador de deformación proporciona una deformación volumétrica constante en todo el elemento. Esta deformación constante evita el “bloqueo” o “locking” de la malla cuando la respuesta del material es aproximadamente incompresible.

Por otro lado, los elementos cuadráticos o de segundo orden, son aquellos que poseen además de nodos en las esquinas también en el centro de las aristas del elemento, 8 nodos para el caso de elementos rectangulares cuadráticos y 6 en caso de que sean triangulares. Estos tipos de elementos proporcionan una mayor precisión en problemas “suaves” que no implican distorsiones severas de los elementos. Además, capturan las concentraciones de tensión de manera más efectiva y son precisos en los problemas dominados por la flexión.

En la Fig. 68 y Fig. 67 se comparan los resultados del modelo numérico de elementos finitos del murete de adobe sometido a compresión diagonal para casos de elementos lineales y cuadráticos, ambos con un tamaño de elemento de 25mm, donde se observa una convergencia más suave para el caso de elementos de 8 nodos, es por ello que ha sido seleccionado este tipo de elemento para el estudio realizado.

5.2 Análisis resultados numéricos

5.2.1 Modelo murete adobe a compresión simple

En la Fig. 69, se representa un esquema donde se indica la aplicación de la carga en el modelo numérico, así como los nodos de los cuales se extraerán los resultados.

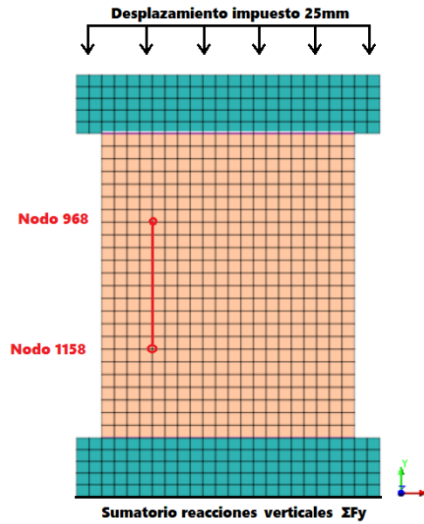


Fig. 69: Esquema obtención resultados murete compresión simple.

Expresando las deformaciones como:

$$\varepsilon = \frac{\Delta u}{L_o} \quad (75)$$

Donde, Δu es el acortamiento vertical entre los nodos 968 y 1158 para cada para cada paso de carga registrado y L_o es la separación inicial entre los nodos, cuyo valor es 250mm.

Siendo las tensiones aplicadas sobre el murete:

$$\sigma = \frac{\Sigma F_y}{A_o} \quad (76)$$

Donde A_o es el área de la sección del murete de adobe y ΣF_y son el sumatorio de las reacciones verticales, las cuales las estudiaremos como la carga impuesta en el murete en cada paso de carga guardado.

Partiendo de las expresiones obtenidas, se procede a comparar los resultados del modelo numérico del murete de adobe a compresión simple con los resultados de la campaña experimental en la Fig. 70.

Donde los parámetros introducidos en el modelo de comportamiento tras su estudio en el análisis de sensibilidad son:

E Módulo de Young (MPa)	ν Coeficiente de Poisson (-)	Gf Energía de fractura (N/mm)	Ft Resistencia a tracción (MPa)
642	0.3	0.008	0.13

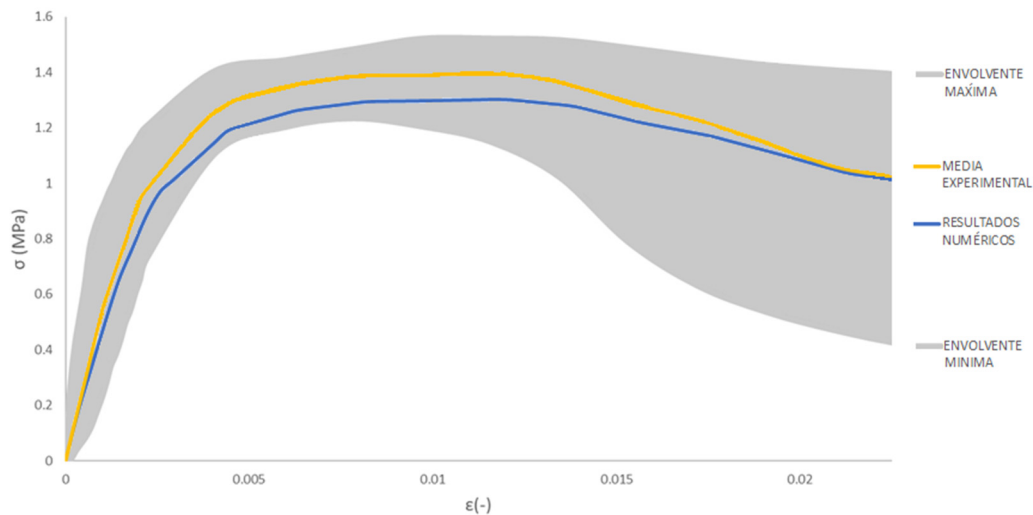


Fig. 70: Comparativa resultados σ - ϵ . Murete compresión simple.

En la Fig. 70, se aprecia como los resultados numéricos obtenidos se asemeja adecuadamente a la ley de comportamiento a compresión introducida en el modelo de grieta difusa del adobe. Esta ley de comportamiento a compresión que se definió se trata de la media de los resultados de los muretes ensayados a compresión simple.

Observándose claramente la etapa elástica lineal, la fase de endurecimiento y el ablandamiento post-pico hasta el colapso del murete.

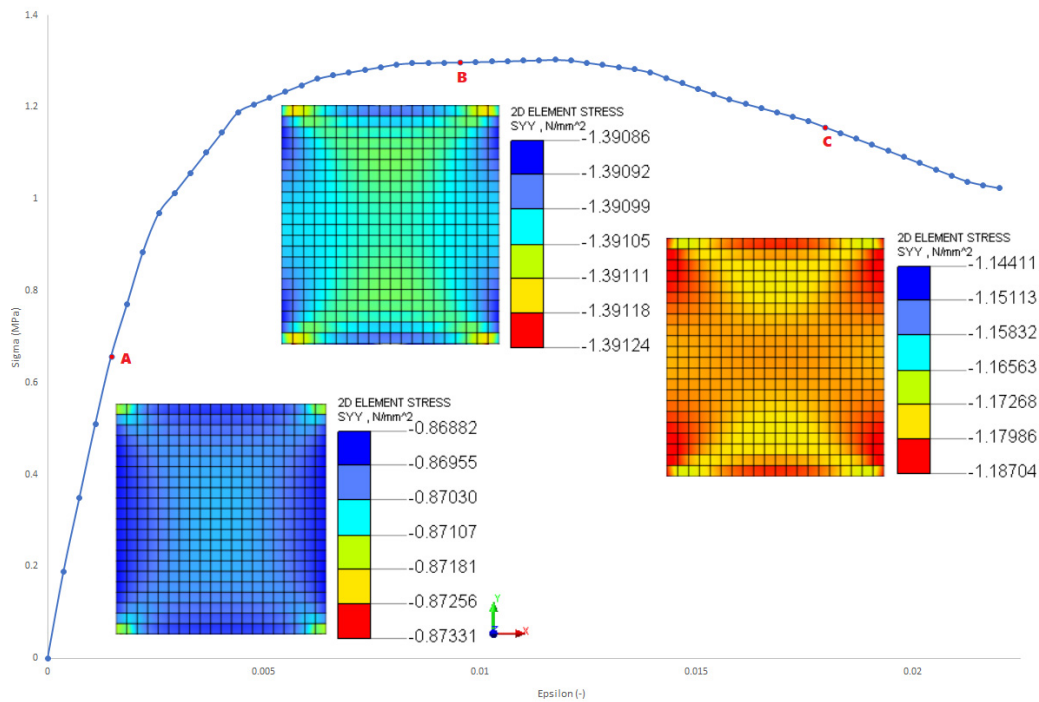


Fig. 71: Resultados numéricos tensiones verticales (SYY). Modelo compresión simple.

En la Fig. 71 se aprecia la evolución de los valores de tensiones normales en el sentido vertical, los cuales como son de esperar se tratan de compresiones durante la aplicación de toda la carga, donde en el estado de carga A se aprecia una distribución prácticamente homogénea en el tramo elástico lineal.

En el estado de carga B, tras un tramo de endurecimiento se alcanza los valores de resistencia a compresión (en torno 1.35MPa), en el que se aprecia, a pesar de unos resultados prácticamente homogéneos, una concentración de tensiones en forma de cono o reloj de arena, lo cual es común en materiales cuasi-frágiles sometidos a un estado de compresión.

Por último, en el estado de carga C, el murete se encuentra en la etapa de ablandamiento post-pico, cuyos resultados de tensiones verticales poseen una redistribución de los esfuerzos, donde se observa como para este valor de compresión el muro pasa a cargar las zonas que no han llegado a plastificarse, quedando reflejado claramente si se compara los valores de tensiones en el estado de carga B y en el C, donde se aprecia que los valores que eran máximos pasan a ser mínimos y viceversa.

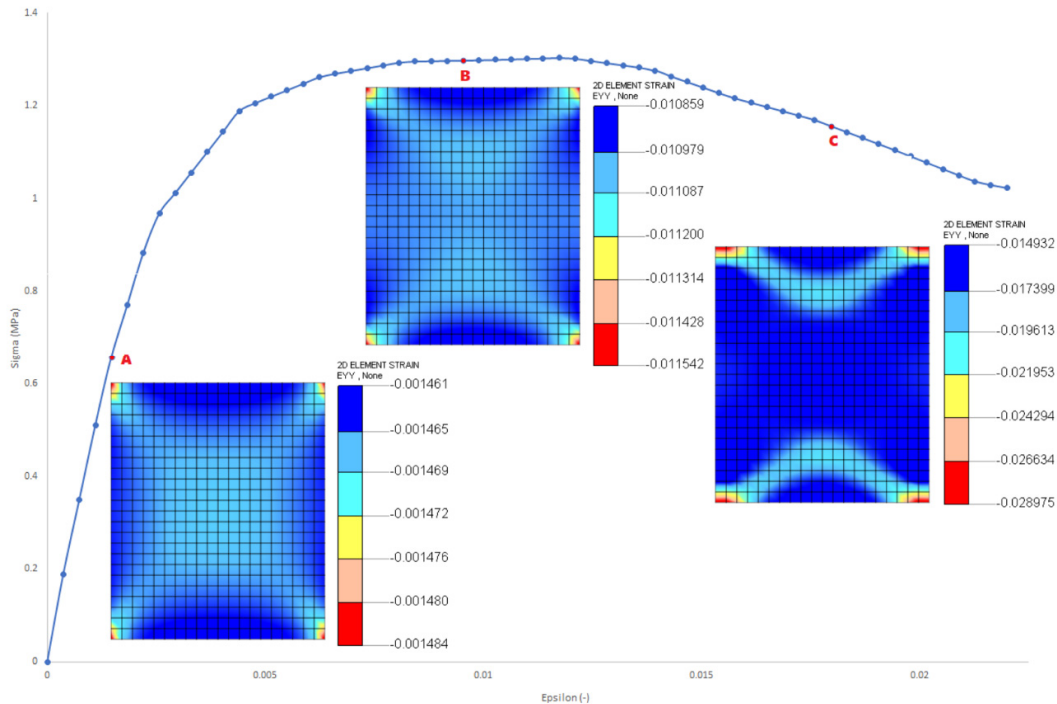


Fig. 72: Resultados numéricos deformaciones verticales (EYY). Modelo compresión simple.

En la Fig. 72 se aprecia la evolución de deformaciones en el sentido vertical, las cuales como son de esperar se tratan de deformaciones de compresión durante la aplicación de toda la carga, donde en el estado de carga A se aprecia una deformación vertical prácticamente homogénea en el tramo elástico lineal en torno al 0.15%.

Para el estado de carga B, en el tramo de endurecimiento se alcanzan los valores de resistencia a compresión (en torno 1.35MPa), siendo las deformaciones en este estado de carga de nuevo prácticamente homogéneas en torno al 1.1%.

Por último, en el estado de carga C, el murete se encuentra en la etapa de ablandamiento post-pico, cuyos resultados de deformaciones verticales vienen dados por la redistribución de los esfuerzos, donde se observa como las deformaciones máximas se encuentran en las zonas donde comenzó la fisuración del muro, con forma de cono o reloj de arena, común en materiales cuasi-frágiles sometidos a un estado de compresión.

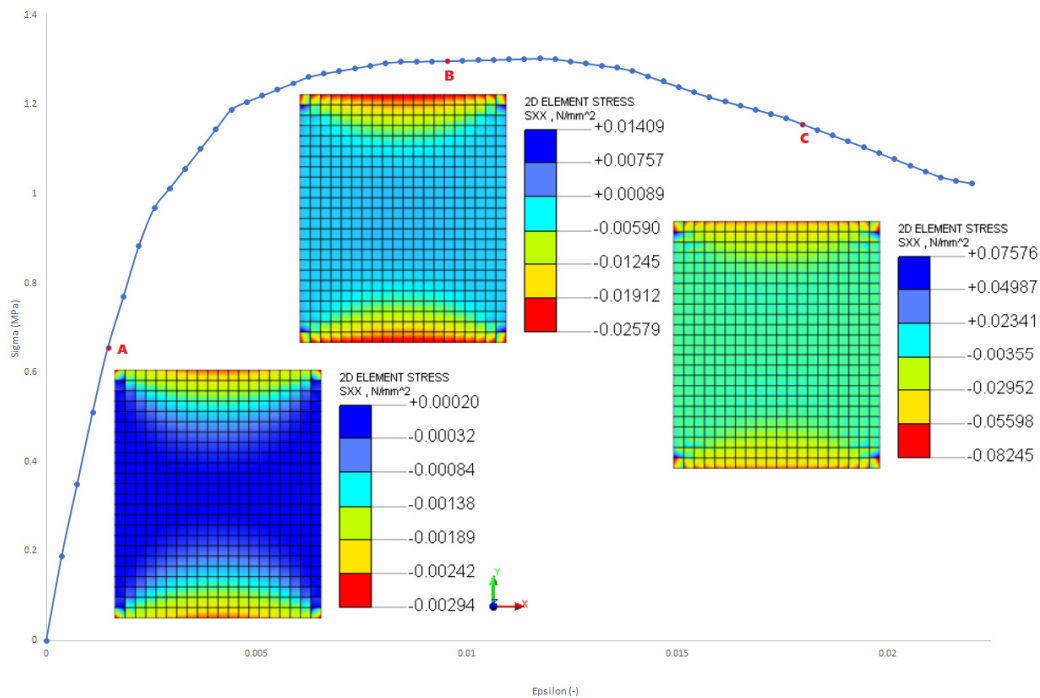


Fig. 73: Resultados numéricos tensiones horizontales (SXX). Modelo compresión simple.

En la Fig. 73 se observa una evolución de los valores de tensiones horizontales, donde coexistirán compresiones y tracciones, estas últimas debidas a la expansión transversal del muro en su zona central. En el estado de carga A de la Fig. 73 se aprecia una baja compresión del muro en las zonas entorno a las zonas de contacto con la viga metálica, mientras que en la zona central no se observan tensiones en la dirección X.

En el estado de carga B, tras un tramo de endurecimiento se alcanza los valores de resistencia a compresión (en torno 1.35MPa) en la dirección vertical de tensiones, mientras que en la dirección horizontal para ese mismo estado tensional se aprecia la aparición de bajas tracciones en la zona de transición entre la parte afectada por el contacto con la viga de acero y la parte central del muro, debiéndose estas a su expansión transversal, las cuales irán definidas por el coeficiente de Poisson. Mientras que los valores de compresión en las zonas en contacto con la viga metálica continúan.

Por último, en el estado de carga C, el murete se encuentra en la etapa de ablandamiento post-pico, cuyos resultados de tensiones horizontales poseen valores bajos de compresión en la zona de aplicación de carga y en el apoyo, y tracciones débiles en la zona central del muro.

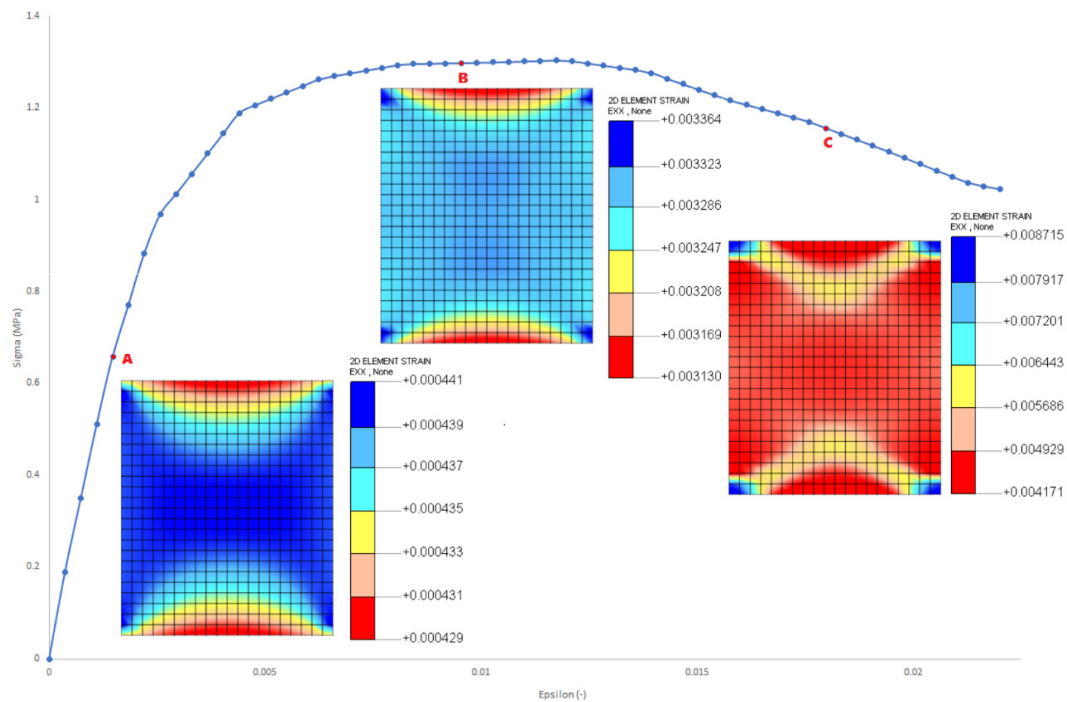


Fig. 74: Resultados numéricos deformaciones horizontales (EXX). Modelo compresión simple.

En la Fig. 74 se aprecia la evolución de deformaciones en el sentido horizontal, siendo estas deformaciones de expansión en la dirección normal a la carga aplicada, tratándose de deformaciones de tracción durante la aplicación de toda la carga. En el estado de carga A, se aprecian pequeñas deformaciones horizontales prácticamente homogéneas en el tramo elástico lineal en torno al 0.004%, estas deformaciones de expansión son mayores en la zona central, dado a que en las partes superiores e inferiores del murete se ha considerado el contacto con la viga de acero.

Para el estado de carga B, en el tramo de endurecimiento se alcanzan los valores de resistencia a compresión (en torno 1.35MPa), las deformaciones horizontales continúan siendo mayores en la zona central y menores en torno a la zona de contacto con las vigas de acero, aunque los valores se mantienen prácticamente homogéneos próximos a 0.3%.

Por último, en el estado de carga C, el murete se encuentra en la etapa de ablandamiento post-pico, cuyos resultados de deformaciones horizontales vienen dados por la redistribución de los esfuerzos, donde se observa como las deformaciones máximas se encuentran en las zonas donde comenzó la fisuración del muro, con forma de cono o reloj de arena, común en materiales cuasi-frágiles sometidos a un estado de compresión.

Tras analizar los resultados de deformaciones y tensiones en las direcciones horizontal y vertical del modelo numérico del muro de adobe a compresión simple, se verifican los parámetros del módulo de Young, coeficiente de Poisson y resistencia a compresión extraídos de la campaña de ensayos experimentales. Aceptándose como válido el comportamiento a compresión de los resultados numéricos, cuyos valores como se aprecia en la Fig. 70 se encuentran entre las envolventes máximas y mínimas de los resultados experimentales. A pesar de que la ley de comportamiento compresión introducida es una función con los valores de la media de los resultados experimentales, en la Fig. 70 se observa como numéricamente el modelo pierde cierta rigidez en torno al valor pico de carga, esto se debe a la diferencia entre el comportamiento local, es decir, la función a compresión introducida en el modelo de comportamiento de cada uno de los elementos, y el comportamiento global del murete, aquel que tiene lugar en el modelo completo con todos los elementos que conforman la malla.

5.2.2 Modelo murete adobe a compresión diagonal

En la Fig. 75, se representa un esquema donde se indica la aplicación de la carga en el modelo numérico, así como los nodos de los cuales se extraerán los resultados.

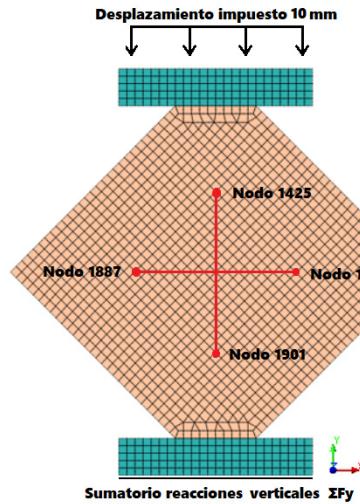


Fig. 75: Esquema obtención resultados murete compresión diagonal.

Expresando las deformaciones verticales y horizontales como:

$$\epsilon_x = \frac{\Delta u_x}{L_0} ; \epsilon_y = \frac{\Delta u_y}{L_0} \quad (77)$$

Donde, Δu_x es el acortamiento horizontal de los nodos 1887-1439, Δu_y vertical entre los nodos 968 y 1158 para cada para cada paso de carga registrado y L_0 es la separación inicial entre los nodos, cuyo valor es 500mm.

Siendo las tensiones aplicadas sobre el murete:

$$\sigma = \frac{\Sigma F_y}{A_0} \quad (78)$$

Donde A_0 es el área de la sección del murete de adobe y ΣF_y son las reacciones verticales, las cuales las estudiaremos como la carga impuesta en el murete en cada paso de carga de desplazamiento guardado.

Partiendo de las expresiones obtenidas, se procede a comparar los resultados del modelo numérico del murete de adobe a compresión diagonal, con los resultados de la campaña experimental en las imágenes Fig. 76 y Fig. 77.

Donde los parámetros introducidos en el modelo de comportamiento tras su estudio en el análisis de sensibilidad son:

E Módulo de Young (MPa)	ν Coeficiente de Poisson (-)	Gf Energía de fractura (N/mm)	Ft Resistencia a tracción (MPa)
642	0.3	0.008	0.13

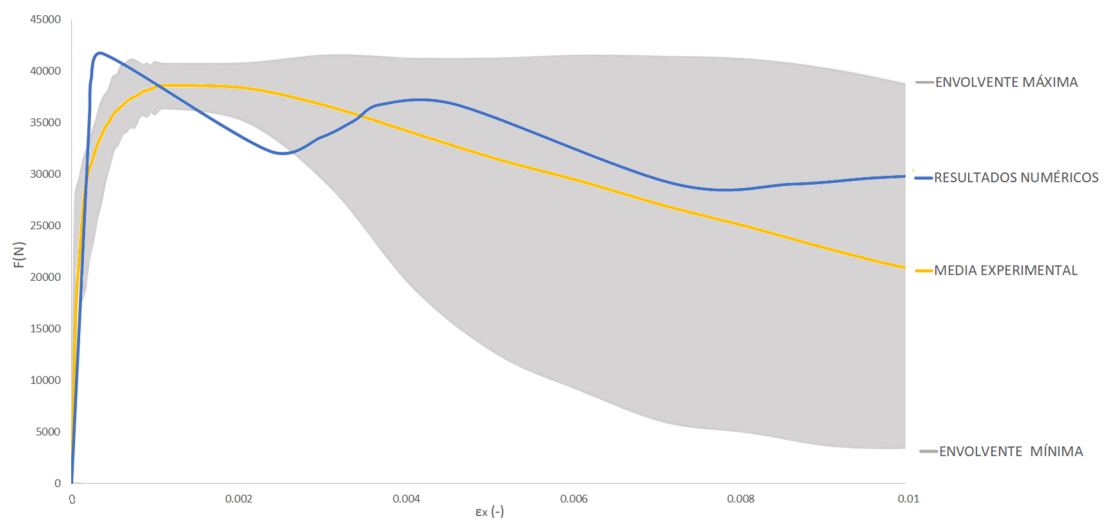


Fig. 76: Comparativa resultados horizontales numéricos-experimentales $F-E_x$. Murete compresión diagonal.

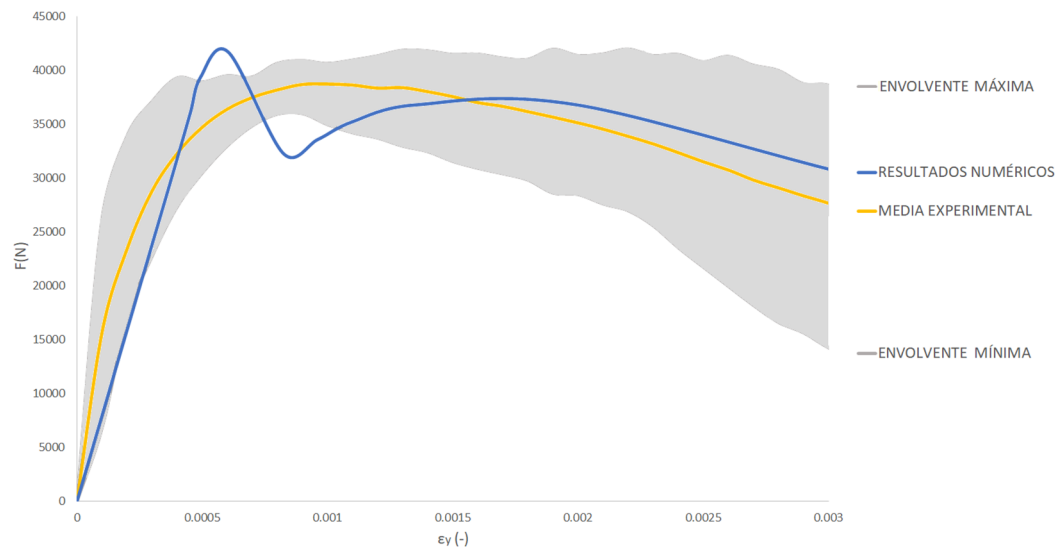


Fig. 77: Comparativa resultados verticales numéricos-experimentales $F-E_y$. Murete compresión diagonal.

En las Fig. 76 y Fig. 77 se aprecia como los resultados numéricos poseen una peor convergencia que el caso de compresión simple, básicamente por la dificultad de captar el comportamiento a tracción y cortadura de un material cuasi-frágil como es el adobe, además de las limitaciones del modelo de material de grieta difusa.

Analizando las curvas Fuerza-Deformación de los resultados numéricos respecto a la campaña experimental, se aprecia una primera etapa elástica lineal donde verticalmente el material posee una menor rigidez que los valores medios obtenidos, estando estos resultados numéricos verticales en torno a la curva de los valores mínimos de los ensayos realizados. Además, para el valor pico de fuerza, el modelo numérico tendrá un máximo de 4.3kN mientras que este valor pico en la media de los resultados experimentales es en torno a 3.9kN. Respecto a la curva de ablandamiento, en el modelo numérico se observa una pérdida de rigidez tras el valor pico debido a la fisuración de la parte central del muro, y tras esta pérdida de rigidez, se observa como la curva vuelve a estabilizarse mediante una redistribución de la carga del muro en torno la zona no fisurada.

Mientras que horizontalmente, la primera etapa elástica lineal se encuentra dentro de los valores medios, hasta alcanzar el pico donde la curva de endurecimiento no es captada por el modelo numérico, el cual llega al valor pico mediante una recta. Al igual que veíamos en las curvas de resultados verticales, tras alcanzar el pico de carga, el modelo horizontal pierde considerablemente rigidez por la fisuración de la parte central del muro, que vuelve a estabilizarse con la redistribución de carga en la parte aún sin agrietar.

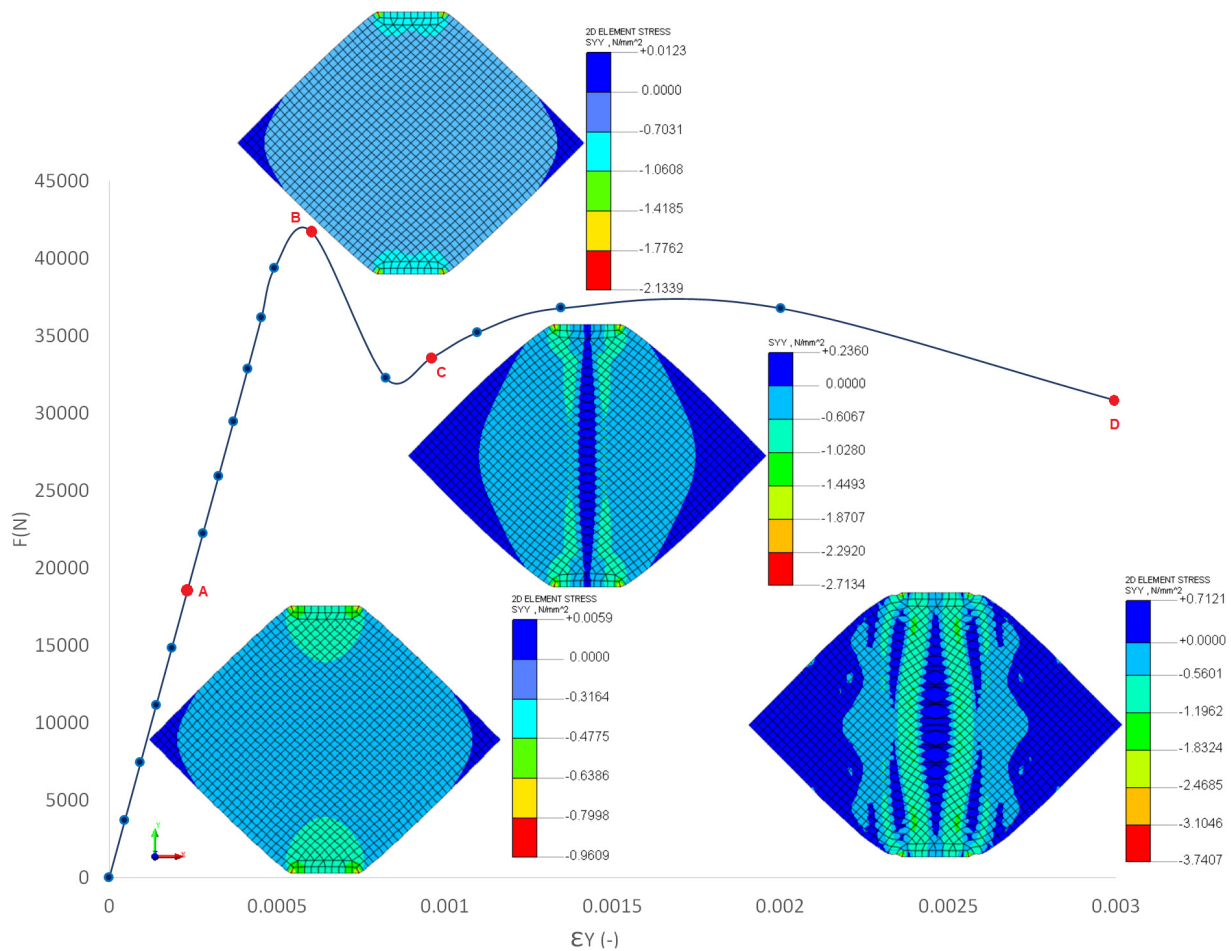


Fig. 78: Resultados numéricos tensiones verticales (S_{YY}) murete a compresión diagonal.

En la Fig. 78 se observa la distribución de tensiones en la dirección vertical del murete de adobe, donde se puede apreciar como el muro se encuentra en esta dirección a compresión en la zona central y que posee unas bajas tracciones en la zona lateral como se aprecia en los estados de carga A-B, hasta alcanzar el valor pico (la etapa de ablandamiento post pico se verá más claramente en el estudio horizontal) por el cual, se reduce la rigidez del material y comienza a cargarse de nuevo como vemos en la situación C, en el que se aprecia en la deformada el daño en la zona central del muro y su nueva redistribución alrededor de la zona fisurada.

Por último, en el estado de carga D, se aprecia una fisuración de la nueva zona que se encontraba cargándose, la cual ha quedado también dañada.

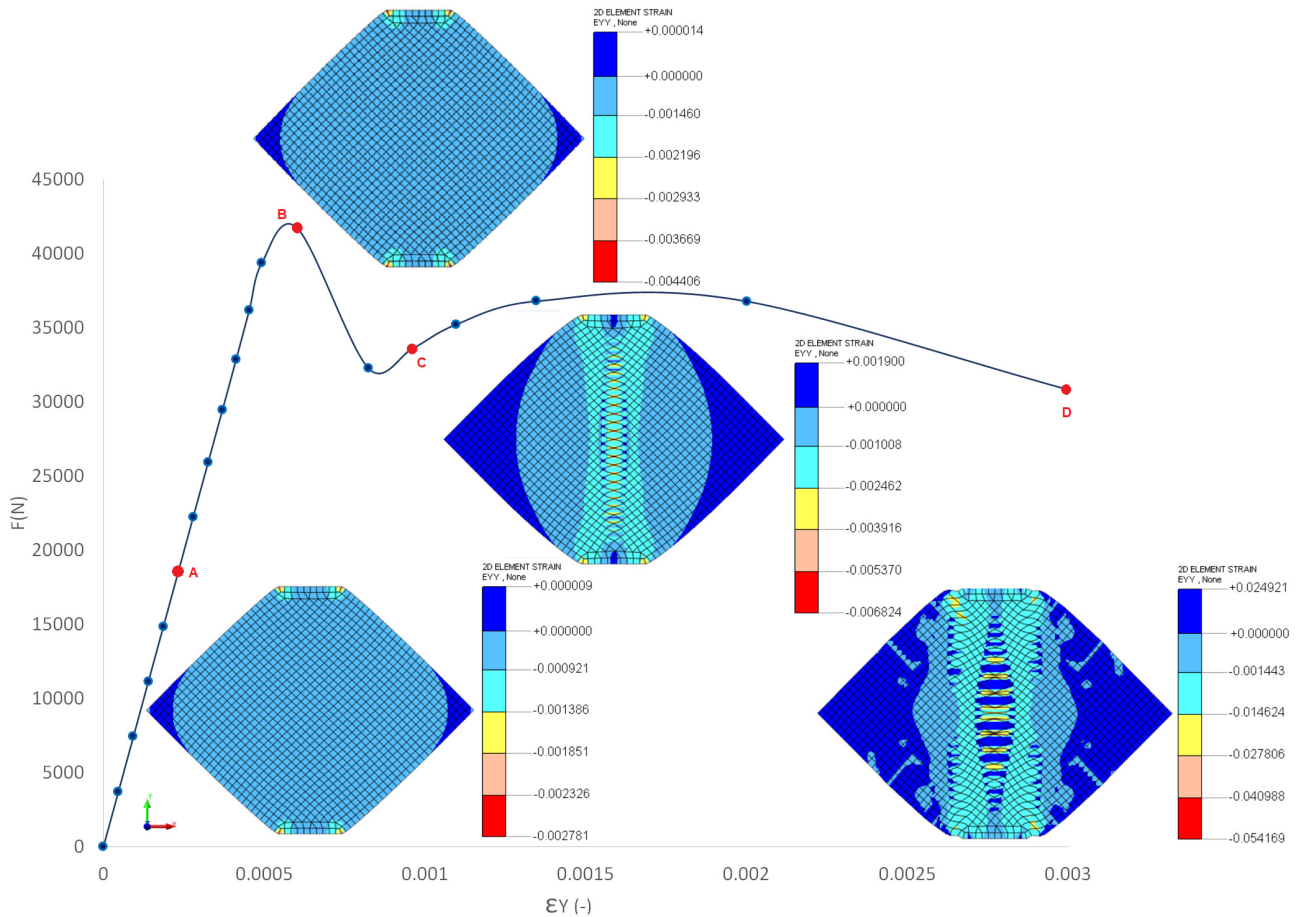


Fig. 79: Resultados numéricos deformaciones verticales (E_{YY}). Modelo compresión diagonal.

En la Fig. 79 se observa la evolución de las deformaciones en la dirección vertical del murete de adobe, donde se puede apreciar como el muro se encuentra en esta dirección a compresión en la zona central y que posee unas bajas tracciones despreciables en la zona lateral como se observar en los estados de carga A-B.

El estado de carga C tiene lugar durante el ablandamiento post-pico del murete, en el que se aprecia en la deformada vertical el daño en la zona central del muro debido a la fisuración y su nueva redistribución de tensiones alrededor de la zona fisurada, dando lugar en la zona central a unas deformaciones de compresión máximas en la zona central dañada y pequeñas tracciones laterales.

Por último, en el estado de carga D, se aprecia una fisuración de la nueva zona que se encontraba cargándose, la cual ha quedado también dañada. Existiendo deformaciones cercanas al 5% en el centro del muro antes del colapso de este.

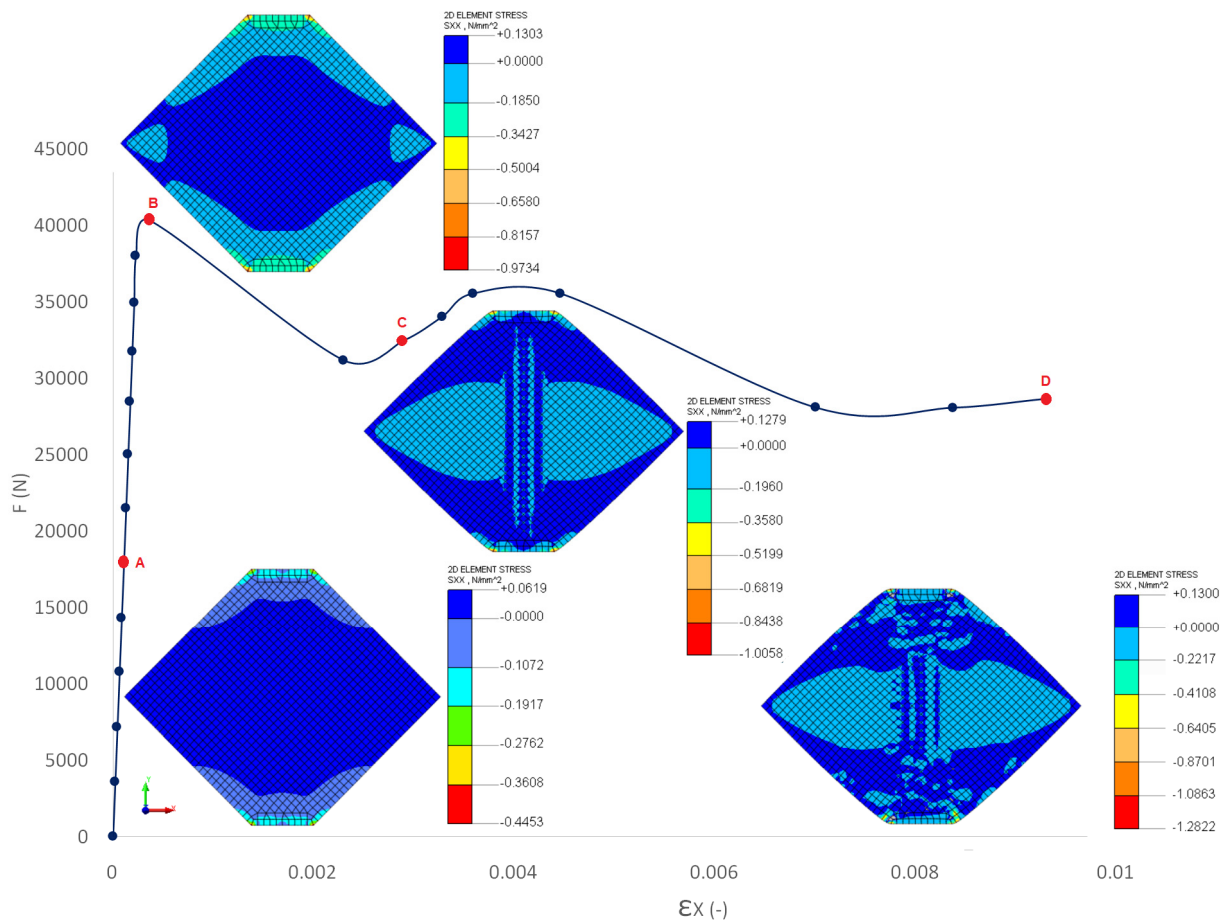


Fig. 80: Resultados numéricos tensiones horizontales (S_{XX}) del murete a compresión diagonal.

En la Fig. 80 se observa la distribución de tensiones en la dirección horizontal del murete de adobe, donde se puede apreciar como horizontalmente en el tramo elástico lineal (estado de carga A-B) se encuentra mayoritariamente a tracción, donde únicamente entorno a la zona de apoyo y carga del murete existe una pequeña compresión.

Tras alcanzar en el estado de carga B la resistencia a tracción (0.13 MPa) en la zona central, esta queda fisurada, observándose en la deformada y nueva distribución de carga en la situación C, el murete sigue siendo cargado hasta que la zona en torno a la ya fisurada alcanza la resistencia a tracción y queda agrietada, dando lugar al estado tensional horizontal D, el cual ya se encuentra altamente agrietado.

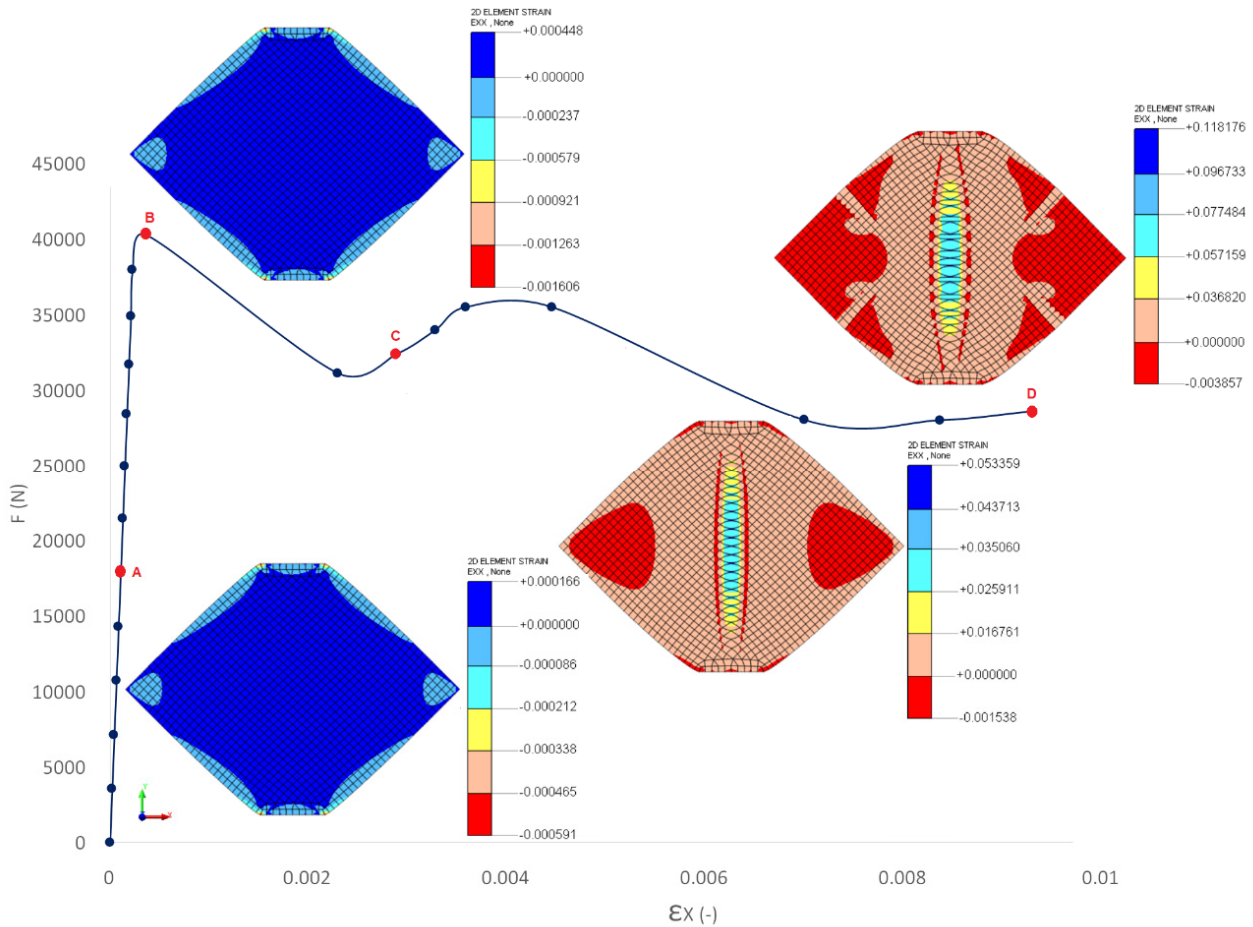


Fig. 81: Resultados numéricos deformaciones horizontales (EXX). Modelo compresión diagonal.

En la Fig. 81, en los estados de carga A-B, se observa la evolución de las deformaciones en la dirección horizontal del murete de adobe, donde se puede apreciar como el muro se encuentra en esta dirección a tracción mayoritariamente, existiendo en los laterales del murete áreas (celestes) con pequeñas tracciones.

El estado de carga C tiene lugar durante el ablandamiento post-pico del murete, en el que se aprecia en la deformada horizontal el daño en la zona central del muro, siendo en esta zona la expansión máxima debida a la fisuración, y su nueva redistribución de tensiones alrededor de la zona fisurada.

Por último, en el estado de carga D, se puede observar cómo la zona central fisurada se amplía y a su vez las deformaciones a tracción aumentan hasta que se produce el colapso del murete de adobe.

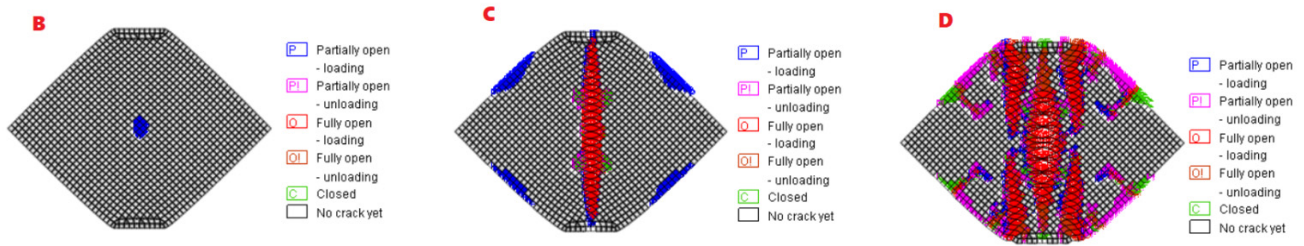


Fig. 82: Resultados numéricos del estado de apertura de la grieta en los elementos fisurados para el modelo de compresión diagonal.

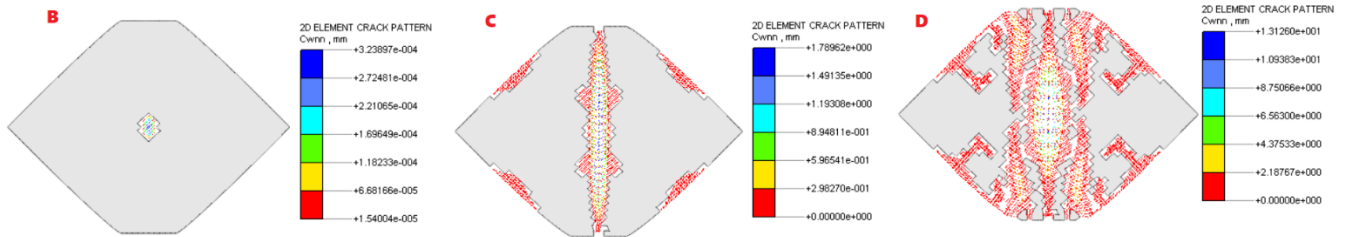


Fig. 83: Resultados numérico apertura de grieta en elementos fisurados para el modelo de compresión diagonal.

En la Fig. 82 y Fig. 83, se encuentran el estado de los elementos y el tamaño de apertura de grieta respectivamente, para los caso de casos de carga “B”, “C” y “D” estudiados anteriormente. Como era de esperar, se observa que la primera zona en fisurarse era el centro del muro, la cual posee la tracción máxima, y a medida que la carga sigue aumentando, en la zona central la zona dañada se incrementa, hasta que finalmente queda agrietada una sección total como se aprecia en el murete C de las Fig. 82 y Fig. 83. A partir del estado tensional del murete C, comienza el ablandamiento postpico, cargándose los elementos entorno a los que se encuentran dañados, hasta finalmente alcanzar el estado del murete D donde el muro ha perdido sus capacidades resistentes.



Fig. 84: Ensayo experimental murete de adobe compresión diagonal.

En la Fig. 84 se aprecia como en el ensayo experimental a compresión diagonal del murete de adobe el patrón de daño posee similitudes con el modelo numérico, ya que al igual que ocurre experimentalmente, a medida que aumenta la carga, la zona central se fisura hasta cruzar la sección total del murete, además numéricamente también se observa un sector dañado en el centro de las caras exteriores del murete, la cual se puede apreciar en la tercera fotografía de la Fig. 84.

A pesar de las limitaciones del modelo macromecánico, y sus discrepancias parciales con los resultados verticales y horizontales experimentales, se podría llegar a aceptar un comienzo de la zona de ablandamiento y un patrón de daño con buena aproximación.

Una vez aceptada la caracterización el comportamiento a tracción y cizalladura en el modelo de compresión diagonal, se procede a estudiar su influencia en el modelo numérico de compresión simple descrito en el capítulo 5.2.1 .

El modelo de comportamiento de grieta difusa considera la fisuración en un elemento una vez haya alcanzado la resistencia a tracción definida, mientras que su comportamiento a compresión viene dado por la función experimental especificada. Es por ello, que en el modelo numérico del murete de adobe a compresión simple no necesariamente deba coincidir el comienzo de la fisuración (resistencia a tracción), con la carga pico de la función del comportamiento a compresión introducida en el modelo de comportamiento. A pesar de ello, se observa como el patrón de daño posee similitudes con los resultados experimentales, los cuales en el modelo numérico tienen lugar con un inicio de grieta a 45° de los extremos de los apoyos de la viga y en el centro del muro, donde como se observa en la Fig. 85 la máxima abertura de grieta tiene lugar en centro del murete de adobe. Mientras que en las imágenes experimentales se aprecian formaciones de grietas y rotura del material a 45°, hasta su colapso con la formación de los conos al igual que ocurre en el modelo numérico.

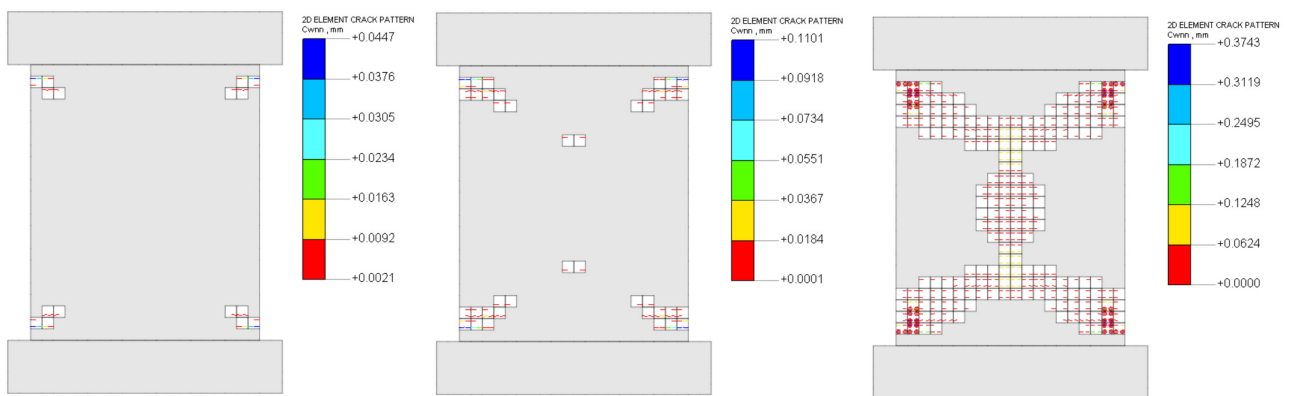


Fig. 85: Resultados numéricos tensiones verticales. Modelo compresión simple



Fig. 86: Campaña experimental: colapso muro adobe a compresión simple.

6 Conclusiones y estudios futuros

En este trabajo se presenta un análisis de las propiedades mecánicas del adobe como material de construcción de tierra tradicional, basado en los ensayos a compresión simple y cizalladura en muros de mampostería de adobe.

Este estudio parte de los resultados de la campaña experimental que se llevó a cabo mediante pruebas de compresión uniaxial y diagonal con control de desplazamiento, con el objetivo de determinar los parámetros mecánicos básicos, y a partir de estos intentar simular mediante modelos de elementos finitos el comportamiento post-pico de dichos muros de mampostería de adobe.

Para el análisis de este tipo de estructuras es posible adoptar dos tipos de enfoques: macromodelización y micromodelización. En este trabajo se han realizado modelos de elementos finitos no lineales macromecánicos, aceptando la asunción de que tanto el mortero como los ladrillos al ser del mismo material poseerán un comportamiento similar, y por tanto asumiendo un modelo homogéneo.

La forma de proceder a la hora de la modelización de las condiciones de contorno que tuvieron lugar durante el ensayo, ha sido por medio de la modelización y estudio del contacto entre el muro de adobe y las vigas metálicas que facilitaban una distribución homogénea de la carga, así como la aplicación de esta mediante el control en desplazamiento. A la hora de la selección del modelo constitutivo del material se ha escogido un modelo de grieta difusa, introduciendo parámetros dentro del rango de valores de la campaña experimental y en caso de ausencia de información de variables determinantes del comportamiento del modelo material, tales como la energía de fractura, se han tenido en cuenta estudios de otros autores para determinar un rango de valores, y tras ello, la realización de un análisis de sensibilidad hasta determinar el valor más adecuado.

Los resultados obtenidos para tanto el modelo de compresión simple como de compresión diagonal poseen una buena correspondencia con los resultados experimentales, no solo en su etapa lineal, sino que también en parte del tramo postpico. Aunque como ha sido descrito en el presente trabajo, existen limitaciones del modelo material asumido a la hora de su estudio de compresión diagonal, donde es altamente sensible a los parámetros relacionados con el comportamiento a tracción, debido a que este modelo constitutivo no es capaz de reproducir todos los tipos de falla de la mampostería. A pesar de ello, el patrón de daño obtenido, así como la evolución de este a medida que aumentaba la carga, es aceptable.

Los modelos macromecánicos calibrados de adobe, pueden ser considerados, por tanto, como una buena simplificación para estudios estructurales de gran envergadura que vayan a conllevar un alto coste computacional.

A pesar de ello, es de gran interés para trabajos futuros continuar recopilando información que permita conocer mejor el comportamiento de un material de tal importancia como son las construcciones de tierra, no solo desde un enfoque simplificado macromecánico, sino desde un punto de vista micromecánico, en busca de optimizar y mejorar la caracterización del comportamiento de este tipo de construcciones.

7 Bibliografía

- [1] Miguel Romero Sempere. Proyecto Fin de Carrera. 2013, Análisis numérico y experimental del comportamiento de muros de adobe reforzados con geomalla
- [2] Sergio Astorga Pantoja. Proyecto Fin de Carrera. 2011, Análisis del comportamiento de muros de adobe reforzados con geomalla ante esfuerzos cíclicos.
- [3] Gonzalo Montoya Jiménez. Proyecto Fin de Carrera. 2010, Análisis del comportamiento a flexión de muros de adobe reforzados con geomalla
- [4] Javier Gómez Bermudo. Trabajo Fin de Grado. 2016. Caracterización experimental del comportamiento del adobe frente a cargas de compresión simple.
- [5] Francisco Garrocho López. Trabajo Fin de Grado. 2017, Ensayos de compresión diagonal y compresión simple sobre mampostería de adobe
- [6] ASTM E519 Standard Test Method for Diagonal Tension (Shear) in Masonry Assemblages
- [7] Norma E.080 Diseño y construcción con tierra reforzada- RNE Perú.
- [8] NZS. (1998). NZS 4298 Materials and workmanship for earth buildings. New Zealand Technical Committee.
- [9] AENOR. UNE 12390-6:2010. Ensayos de hormigón endurecido. Parte 6: Resistencia a tracción indirecta de probetas. Madrid, Spain: Asociación Española de Normalización y Certificación; 2010.
- [10] RILEM TC. Indirect tensile strength tests of masonry units. In: RILEM recommendations for the testing and use of constructions materials. E & FN SPON
- [11] Frocht MM. Recent advances in photoelasticity. Trans Am Soc Mech Eng 1931:135-53.
- [12] Brignola A, Frumento S, Lagomarsino S, Podestà S. Identification of shear parameters of masonry panels through the in-situ diagonal compression test. Int J Archit
- [13] J. Rots. "Numerical simulation of cracking in structural masonry", Heron, Vol. 36 No. 2, pp. 49-63, 1991.
- [14] GPAG Van Zijl Computational modelling of masonry creep and shrinkage & Modeling masonry shear-compression: Role of dilatancy highlighted
- [15] Miccoli, Lorenzo, Daniel v. Oliveira, et al. 2015. "Static Behaviour of Rammed Earth: Experimental Testing and Finite Element Modelling." Materials and Structures/Materiaux et Constructions 48(10): 3443-56.
- [16] Tarque Nicola, Camata Guido, Varum Humberto, Spacone Enrico and Blondet Marcial. 2014. Numerical simulation of an adobe wall under in-plane loading. Earthquakes and Structures, Vol. 6, No. 6 (2014) 627-646 DOI: <http://dx.doi.org/10.12989/eas.2014.6.6.627>

- [17] Lorenzo Miccoli, Angelo Garofano, Patrick Fontana, and Urs Müller. 2015. "Experimental Testing and Finite Element Modelling of Earth Block Masonry." *Engineering Structures* 104: 80–94.
- [18] J.D. Rodríguez-Mariscal, M. Solís, 2020. *Hacia una metodología para la caracterización experimental del comportamiento a compresión de la mampostería de adobe*. ISSN-L: 0020-0883.
- [19] F. J. Vecchio and a. DeRoo, "Smeared-Crack Modeling of Concrete Tension Splitting," *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 121. pp. 702–708, 1995.
- [20] R. G. Selby and F. J. Vecchio, "A Constitutive Model for Analysis of Reinforced Concrete Solids," *Canadian Journal of Civil Engineering*, vol. 24. pp. 460–470, 1997.
- [21] Alison, Melanie, and Segura Espinoza. 2019. "Nicola Tarque Ruíz." 2019. *Modelación numérica de muretes y muros de adobe ensayados bajo carga monotónica*.
- [22] Bui, T. T., Q. B. Bui, A. Limam, and J. C. Morel. 2016. "Modeling Rammed Earth Wall Using Discrete Element Method." *Continuum Mechanics and Thermodynamics* 28(1–2): 523–38.
- [23] Cifuentes Bulté, Héctor, and Fernando Medina Encina. 2014. "Mecánica de La Fractura Aplicada al Hormigón."
- [24] Geomalla, Reforzados C O N. 2014. "Análisis Numérico Y Experimental Del Comportamiento De Muros De Adobe."
- [25] Illampas, Rogiros, Dimos C. Charmpis, and Ioannis Ioannou. 2014. "Laboratory Testing and Finite Element Simulation of the Structural Response of an Adobe Masonry Building under Horizontal Loading." *Engineering Structures* 80: 362–76. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.09.008>.
- [26] Lourenco, Paulo B. 1996. *Computational Strategy for Masonry Structures*. Delft University of Technology
- [27] Milosevic, Jelena, Mário Lopes, António Sousa Gago, and Rita Bento. 2013. "Testing and Modeling the Diagonal Tension Strength of Rubble Stone Masonry Panels." *Engineering Structures* 52: 581–91.
- [28] Numéricos, Métodos, E L M E F Y Ansys, E L Método, and D E L O S Elementos Finitos. "3. Métodos Numéricos. El m.e.f. y „ansys“ 3.1."
- [29] Parisi, Fulvio, Claudio Balestrieri, and Humberto Varum. 2019. "Nonlinear Finite Element Model for Traditional Adobe Masonry." *Construction and Building Materials* 223: 450–62. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.07.001>.
- [30] Rodríguez-Mariscal, J. D., Q. Ma, and M. Solís. 2020. "Experimental Analysis of Diagonal Compression and Splitting Tests for the Characterization of Shear and Tensile Behavior of Adobe Masonry." *Engineering Structures* 215(October 2019).
- [31] Rodríguez-Mariscal, J. D., and M. Solís. 2020. "Hacia Una Metodología Para La Caracterización Experimental Del Comportamiento a Compresión de La Mampostería de Adobe." *Informes de la Construcción* 72(557): 332.
- [32] Rodríguez-Mariscal, J. D., M. Solís, and H. Cifuentes. 2018. "Methodological Issues for the Mechanical Characterization of Unfired Earth Bricks." *Construction and Building Materials* 175: 804–14.
- [33] Ruiz, Álvaro. 2013. "Análisis Dinámico de Una Construcción Histórica de Adobe y Quincha En Lima (Perú)." : 140.
- [34] Sanchez Tizapa, Sulpicio. 2009. "Étude Expérimental et Numérique Des Murs En Maçonnerie Confinée Chargés Dans Leur Plane. Cas: État de Guerrero (Mexique)." (November): 1–195.

- [35] Technical, Czech. 1822. “João Alberto Pinheiro Pereira de Almeida Mechanical Characterization of Traditional Adobe Masonry Elements.”
- [36] FIB CEB-FIP Practitioners’ guide to finite element modelling of reinforced concrete structures
- [37] AENOR-CEN. (1998). UNE-EN 1052-1. Métodos de ensayo para fábricas de albañilería. Parte 1: Determinación de la resistencia a compresión. Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR).
- [38] UNE-EN 12390-6 2010, Ensayos de hormigón endurecido: Resistencia a tracción indirecta de probetas, 2010.
- [39] Norma Internacional ISO 1920-4:2005, Testing of concrete: Strength of hardened concrete, 2005.
- [40] Norma Internacional ASTM C496-04, Determinación de la resistencia a tracción indirecta de especímenes cilíndricos de concreto, 2004.
- [41] P. B. Lourenço. “Analysis of masonry structures with interface elements: Theory and applications”, Report No. 03.21.22.0.01, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands, 1994 .
- [42] Manual: Midas Fea, Advanced Nonlinear and Detail Analysis Program. Analysis and Algorithm.
- [43] María Claudia Ruiz Salinas. 2017. Macromodelación numérica de ensayos de pilas y muretes de albañilería de arcilla. Tesis para Pontificia Universidad Católica del Perú Facultad de Ciencias e Ingeniería.
- [44] Nicola Tarque Ruíz, Guido Camata, Enrico Spacone, Humberto Varum, and Marcial Blondet. 2014. Non-linear dynamic analysis of a full-scale unreinforced adobe mode.
- [45] Paulo B. Lourenço y João M. Pereira. Giorgos Karanikoloudis, Federica Greco y Claudia Cancino. 2020. Proyecto de Estabilización Sismorresistente Recomendaciones para el modelado avanzado de sitios históricos de tierra.
- [46] Fernando Medina Reguera. Trabajo Fin de Máster. 2015, Análisis numérico del comportamiento en fractura de elementos de hormigón de altas prestaciones postensados sometidos a altas temperaturas.

Índice de figuras

Fig. 1: Mapa mundial de construcciones de tierra	2
Fig. 2: Secado al Sol de ladrillos de adobe.....	3
Fig. 3: Restos arqueológicos de construcciones de adobe hallados en Çatalhöyük.....	3
Fig. 4: Elementos de adobe hallados	4
Fig. 5: Pirámide de adobe en Caral, Perú.....	4
Fig. 6: Alhambra, Granada, España.....	4
Fig. 7: Navapalos, Soria, España.....	4
Fig. 8: Kasbahs, Marrakech, Marruecos	5
Fig. 9: Dimensiones teóricas de un bloque de adobe en cm.	8
Fig. 10: Muro de mampostería de adobe compresión simple.....	8
Fig. 11: Muro de mampostería de adobe compresión diagonal.	8
Fig. 12: Ensayo a tracción indirecta de probeta cilíndrica	8
Fig. 13: Ubicación de los sensores de desplazamiento en ensayo a compresión simple. Unidades en mm.	9
Fig. 14: Muro durante la ejecución del ensayo a compresión simple.....	9
Fig. 15: Resultados experimentales σ (Actuador)- ϵ (Sensores LVDT) para Compresión simple.	11
Fig. 16: Resultados coeficiente Poisson.....	12
Fig. 17: Distribución de los sensores LVDT durante el ensayo a compresión diagonal.	13
Fig. 18: Cámaras del sistema DIC encargada de medir los desplazamientos de los puntos del muro. Ensayo compresión diagonal.	13
Fig. 19: Esquema de los puntos a medir por el sistema DIC.....	13
Fig. 20: Yeso en la superficie de aplicación de carga en ensayo de compresión diagonal.	14
Fig. 21: Esquema muro sometido a estado de tensión tangencial pura.....	15
Fig. 22: Esquema parámetros y geometría en ensayo de murete a compresión diagonal.....	16
Fig. 23: Circulo de Mohr en el centro del muro durante el ensayo de compresión diagonal: Solución teórica elástica y tensión tangencial pura [30].....	17
Fig. 24: Resultados experimentales τ - γ	18
Fig. 25: Patrón de fallo bajo un estado de tracción indirecta	19
Fig. 26: Resistencia a la tracción para ensayos de tracción indirecta para probetas cilíndricas Ø150. [5]..	20
Fig. 27: Resistencia a la tracción para ensayos de tracción indirecta para probetas cilíndricas Ø100. [5]..	20
Fig. 28: Modelo de grieta fija, esquema tensional en un elemento [42].....	23
Fig. 29: Modelo de grieta giratoria, esquema tensional en un elemento [42].....	23
Fig. 30: Concepto de grieta difusa.....	24
Fig. 31: Modelo de deformación uniaxial no-local.....	27
Fig. 32: Modelo de muro de mampostería discreto simplificado [41].....	28
Fig. 33: Modelo de muro de mampostería discreto simplificado [41].....	28
Fig. 34: (a)-Fallo a tracción de la junta; (b) Deslizamiento en la junta; (c) Fallo por fisuración en ladrillo a tracción; (d) Fallo por fisuración en tracción diagonal en ladrillo; (e) Fallo por aplastamiento [41]	29
Fig. 35: Modelo "Two-dimensional interface" propuesto por Lourenco y Rots (1997) [13]	29
Fig. 36: Análisis incremental: rigidez tangente y rigidez secante.	31
Fig. 37: Definición gráfica del ángulo de Lode, θ	37
Fig. 38: Criterio de Ottosen. Secciones desviadoras de la superficie de fluencia.....	37
Fig. 39: Ley de fisuración de descarga al origen.....	43
Fig. 40: Ley de fisuración con deformación permanente.....	44

Fig. 41: Función por puntos valores obtenidos ensayo a compresión simple.	47
Fig. 42: Función a tracción exponencial introducida en el modelo material del adobe.	48
Fig. 43: Resolución por Newton-Raphson $F-x$ mediante rigidez secante.	49
Fig. 44: Modelización ensayo de compresión simple (con espesores de los elementos 2D).	50
Fig. 45: Desplazamiento impuesto en modelo de compresión simple.	50
Fig. 46: Condiciones de contorno en la viga inferior en modelo de compresión simple.	51
Fig. 47: Elementos interfaz para problema de contacto.	51
Fig. 48: Desplazamiento transversales: A- Contacto perfectamente rígido B- Considerando contacto Adobe-Acero.	52
Fig. 49: Estado de los elementos: A- Contacto perfectamente rígido B- Considerando contacto Adobe-Acero.	52
Fig. 50: Modelización ensayo de compresión diagonal (con espesores de los elementos 2D).	53
Fig. 51: Condiciones de contorno modelo ensayo muro diagonal.	53
Fig. 52: Elementos interfaz para problema de contacto.	54
Fig. 53: Deformaciones transversales: A- Sin considerar contacto B- Considerando contacto.	54
Fig. 54: Elementos elásticos lineales de adobe.	55
Fig. 55: Análisis de sensibilidad Módulo de Young. $F-Ex$ Ensayo compresión diagonal.	58
Fig. 56: Análisis de sensibilidad coeficiente de Poisson. $F-Ex$ Ensayo compresión diagonal.	59
Fig. 57: Análisis de sensibilidad de la energía de fractura $F- ex$ (Deformaciones horizontales).	60
Fig. 58: Análisis de sensibilidad de la energía de fractura. $F- ey$ (Deformaciones verticales).	60
Fig. 59: Función comportamiento tracción.	61
Fig. 60: Análisis de sensibilidad de la resistencia a tracción. $F- ex$ (Deformaciones horizontales).	62
Fig. 61: Análisis de sensibilidad de la resistencia a tracción. $F- ey$ (Deformaciones verticales).	62
Fig. 62: Análisis de sensibilidad del modelo de grieta. $F- ex$ (Deformaciones horizontales).	64
Fig. 63: Análisis de sensibilidad del modelo de grieta. $F- ey$ (Deformaciones verticales).	64
Fig. 64: Análisis de sensibilidad del tamaño de malla. $F- ex$ (Deformaciones horizontales).	66
Fig. 65: Análisis de sensibilidad del tamaño de malla. $F- ey$ (Deformaciones verticales).	66
Fig. 66: Tamaños de malla considerados en el análisis de sensibilidad.	67
Fig. 67: Análisis de sensibilidad tipo de elementos. $F- ex$ (Deformaciones horizontales).	68
Fig. 68: Análisis de sensibilidad tipo de elementos. $F- ey$ (Deformaciones verticales).	68
Fig. 69: Esquema obtención resultados murete compresión simple.	70
Fig. 70: Comparativa resultados $\sigma-\epsilon$. Murete compresión simple.	71
Fig. 71: Resultados numéricos tensiones verticales (S_{YY}). Modelo compresión simple.	72
Fig. 72: Resultados numéricos deformaciones verticales (E_{YY}). Modelo compresión simple.	73
Fig. 73: Resultados numéricos tensiones horizontales (S_{XX}). Modelo compresión simple.	74
Fig. 74: Resultados numéricos deformaciones horizontales (E_{XX}). Modelo compresión simple.	75
Fig. 75: Esquema obtención resultados murete compresión diagonal.	76
Fig. 76: Comparativa resultados horizontales numéricos-experimentales $F-\epsilon_x$. Murete compresión diagonal.	77
Fig. 77: Comparativa resultados verticales numéricos-experimentales $F-\epsilon_y$. Murete compresión diagonal.	77
Fig. 78: Resultados numéricos tensiones verticales (S_{YY}) murete a compresión diagonal.	79
Fig. 79: Resultados numéricos deformaciones verticales (E_{YY}). Modelo compresión diagonal.	80
Fig. 80: Resultados numéricos tensiones horizontales (S_{XX}) del murete a compresión diagonal.	81
Fig. 81: Resultados numéricos deformaciones horizontales (E_{XX}). Modelo compresión diagonal.	82
Fig. 82: Resultados numéricos del estado de apertura de la grieta en los elementos fisurados para el modelo de compresión diagonal.	83
Fig. 83: Resultados numérico apertura de grieta en elementos fisurados para el modelo de compresión diagonal.	83
Fig. 84: Ensayo experimental murete de adobe compresión diagonal.	83
Fig. 85: Resultados numéricos tensiones verticales. Modelo compresión simple.	84
Fig. 86: Campaña experimental: colapso muro adobe a compresión simple.	84

